FORAJUL DIRIJAT

Ediţia a 2-a revizuită

NECULAI MACOVEI

EDITURA UNIVERSITĂŢII DIN PLOIEŞTI

– 2014 –

EDITURA UNIVERSITĂŢII DIN PLOIEŞTI
Bulevardul Bucureşti 39
PLOIEŞTI

Culegere computerizată:
Nicoleta Banu, Neculai Macovei

ISBN

Prefaţă la ediţia a doua

Ediţia de faţă păstrează structura celei apărute cu peste 10 ani în urmă, în 2003. Organizarea lucrării pe capitole şi extinderea lor sunt practic identice. Multe noţiuni au fost însă mai bine precizate, iar conţinutul a fost în mare măsură revizuit pentru a reflecta, pe cât a fost posibil, stadiul actual al forajului dirijat. Din raţiuni diverse, care sunt expuse în cuprinsul lucrării, ponderea sondelor direcţionale şi a celor orizontale o depăşeşte, în prezent, pe cea a sondelor forate vertical.

Aparatura de măsurare a devierii sondelor a evoluat foarte mult. Fotoînclinometrele clasice cu pendul şi busolă au fost practic înlocuite cu acceleorometre şi magnetometre. Rezistente la şocuri şi la vibraţii, miniaturizate, mult mai precise, ele sunt utilizate în prezent atât pentru măsurători periodice, cât şi pentru cele din timpul forajului. Deşi operaţiile cu giroscoape sunt mult mai scumpe, deocamdată, ele se răspândesc, fiind indispensabile acolo unde există influenţe magnetice. Se folosesc deja giroscoapele optice

Azimutul magnetic măsurat cu ajutorul magnetometrelor se corectează cu declinaţia magnetică. Toate datele azimutale se corectează cu convergenţa reţelei (hărţii). Aceasta permite să se poziţioneze sonda în raport cu un sistem de referinţă local sau global, poziţionare necesară mai ales când într-o anumită zonă, pe uscat sau pe mare, sunt forate mai multe sonde şi este necesar să se cunoască poziţia lor relativă. Or, în prezent, se forează un număr mare de sonde de pe aceeaşi locaţie sau platformă marină.

S-a acordat o importanţă sporită metodei de dirijare rotary, care tinde să înlocuiască forajul cu motoare submersibile dezaxate, datorită performanţelor net superioare şi a faptului că pot fi evitate unele dificultăţi sau accidente de foraj.

S-a insistat mai mult asupra modalităţilor de stabilire, cu o certitudine satisfăcătoare, dată fiind inerenţa erorilor de măsurare, a traseului spaţial al unei sonde şi a distanţei dintre sondele forate în apropiere unele faţă de altele.

Frezarea ferestrelor, operaţie necesară la ieşirea dintr-o coloană de burlane pentru a fora o reintrare în stratul productiv sau o ramificaţie în cazul sondelor multilaterale, este expusă mai detaliat.

Informaţiile utilizate au fost obţinute în bună măsură de la specialiştii în domeniul forajului care lucrează în cadrul OMW Petrom sau în cadrul firmelor de servicii din acelaşi domeniu, cărora le mulţumesc şi pe această cale. Printre aceştia se numără: Daniel Bodislav, Leonard Corcodel, Vasile Botoşaru, Marian Duţă, Robert Dinu, Gheorghe Dima, Vasile Chivescu, Constantin Pinţă, Vintilă-Traian Beldean.

Prefaţă la prima ediţie

Exploatarea industrială a petrolului are o istorie care nu depăşeşte 150 ani, iar cea a gazelor naturale nici măcar o sută. Şi există deja semnale că aceste două surse de energie, limitate şi neregenerabile, formate de-a lungul multor milioane de ani, vor fi epuizate de omenire într-un viitor nu prea îndepărtat. Nu mult diferită este şi soarta altor minerale utile: cărbunele, mineralele feroase şi cele neferoase ş.a. Industrializarea rapidă din ultimele două, trei secole n-a putut fi concepută fără o creştere pe măsură a consumurilor de energie şi de materii prime.

La începuturile epopeii petrolului, zăcămintele erau „înţepate" cu un număr redus de sonde şi , graţie presiunii acumulate în timp, petrolul erupea liber în atmosferă: sondele „răzbeau". Până pe la 1900, ele nici măcar nu erau captate: ţiţeiul se acumula în interiorul unui dig de pământ ridicat în jurul sondelor, iar la o exploatare raţională a zăcămintelor nu se gândea nimeni. Epuizându-şi rapid energia, ţiţeiul n-a mai ajuns singur la suprafaţă şi a trebuit ajutat, împrumutând-i energia unor gaze injectate de la suprafaţă; cel mai adesea, el este ridicat cu ajutorul unor pompe de adâncime. Dar, cu toate tehnologiile de exploatare „raţională", 70 – 80 % din ţiţei rămânea „mort" în zăcăminte, incapabil să avanseze prin porii sau fisurile stratelor productive spre sonde, forate în mod curent vertical.

După 1950 s-au răspândit numeroase tehnologii prin care ţiţeiul este stimulat să curgă prin pori (reducându-i de regulă vâscozitatea) sau este împins spre sonde: stimularea cu abur fierbinte, combustia subterană, injecţia de apă, spălarea cu solvenţi ş.a. Ponderea petrolului extras prin aceste metode nu atinge totuşi 10 %.

Concomitent, pentru a drena cât mai bine zăcămintele, au început să fie forate sonde în toate direcţiile. Se forează astăzi sonde în lungul stratelor productive, multe dintre ele orizontale, sonde cu mai multe ramificaţii, unele chiar în orizonturi diferite, sonde care valorifică permeabilitatea mai mare a colectoarelor pe o anumită direcţie, sonde care folosesc efectul de drenare gravitaţională, sonde dirijate astfel încât inundarea cu apă de zăcământ să fie cât mai mult întârziată.

Dar cea mai spectaculoasă dezvoltare a căpătat-o forajul dirijat – în altă direcţie decât cea verticală – odată cu punerea în exploatare a zăcămintelor descoperite în zone geografice ostile, cum este nordul îngheţat al Peninsulei Alaska, mlaştinile din Siberia Occidentală, şi mai ales a celor submarine, din Marea Caspică, Marea Nordului, Marea Chinei de Est, Marea Neagră, Golful Mexic, Golful Persic, coasta americană şi cea africană a Atlanticului de Sud,

largul Australiei sau al Noii Zeelande etc. De pe o singură platformă artificială se forează şi se exploatează uneori zeci sau chiar sute de sonde. Ca exemplu, unitatea Long Beach a câmpului petrolifer Wilmington East, din zona oraşului Santa Barbara de pe coasta Californiei, este exploatată de pe patru insule artificiale şi cinci platforme amenajate pe uscat cu peste 1200 sonde.

Forajul dirijat s-a impus şi în cazul zăcămintelor aflate în zone inaccesibile: sub localităţi, terenuri foarte accidentate sau de interes militar, zone sensibile din punct de vedere ecologic. Cu sonde dirijate s-au pus în valoare zăcăminte aflate în apropierea ţărmurilor sub ape adânci, precum şi unele zăcăminte marginale, considerate multă vreme neexploatabile economic.

Este de la sine înţeles, că sondele verticale se forează cel mai comod, deoarece ansamblurile de prăjini cu sapa în capătul lor, diversele scule şi instrumente de investigare, perforare, probare, coloanele de burlane coboară în sonde sub greutatea proprie. În sonde care se abat de la verticală, greutatea îşi reduce însemnătatea, cu atât mai mult cu cât înclinarea este mai mare, şi creează chiar dificultăţi (cresc forţele de frecare cu pereţii, particulele solide din noroi se depun). Ansamblurile respective trebuie împinse în direcţia dorită, sculele şi instrumentele trebuie transportate într-un fel sau altul atunci când nu mai pot coborî singure, coloanele de burlane trebuie forţate să intre în sonde.

În plus, dacă traseul sondelor presupuse verticale nu interesează prea mult, cel al sondelor direcţionale, adesea spaţial, trebuie cunoscut cu suficientă precizie, altminteri ţintele preconizate pot fi ratate, iar între două sonde vecine poate interveni o întâlnire nedorită.

Iniţial, sondele orizontale forate pe aceleaşi structuri geologice costau de câteva ori mai mult decât cele verticale, din cauza tehnologiilor mai scumpe. În prezent, datorită perfecţionării tehnologiilor şi a acumulării de experienţă, costurile şi durata de execuţie sunt sensibil apropiate, dar beneficiile sunt net superioare. În faza iniţială a exploatării, debitele sondelor orizontale pot fi de zece, douăzeci de ori mai mari.

Este posibil astăzi să se dirijeze o sondă pe câteva sute sau mii de metri de-a lungul unui strat productiv cu grosimea de numai câţiva metri.

Forajul dirijat are şi alte aplicaţii: omorârea unei sonde scăpate, care erupe liber, cu una sau mai multe sonde de salvare, abandonarea unei porţiuni dintr-o sondă avariată. El este aplicat şi la exploatarea unor zăcăminte de minerale solide, la montarea unor conducte pe sub diverse obstacole, cum este albia unui râu, la consolidarea şi impermeabilizarea solurilor etc.

Asupra acestor probleme încearcă lucrarea de faţă – ca parte a seriei Forajul sondelor *– să arunce o privire. Ea nu-şi propune să epuizeze problematica abordată şi nici nu pretinde că va reflecta în momentul apariţiei nivelul tehnologic atins în domeniu. Echipamentele de dirijare şi aparatura de urmărire se dezvoltă într-un ritm uluitor de rapid, comparabil cu cel din tehnologia informaţiilor sau din tehnica militară.*

C U P R I N S

C a p . 1. INTRODUCERE..... 11
1. Definiţii..... 11
2. Unghiul total de deviere..... 13
3. Intensităţi de deviere..... 15
4. Tortuozitatea găurilor de sondă..... 16
5. Aplicaţii ale forajului dirijat..... 17
6. Probleme întâlnite la sondele deviate de la verticală..... 24
Întrebări..... 26
Probleme..... 26

C a p . 2. MĂSURĂTORI DE DEVIERE..... 27
1. Clasificarea înclinometrelor..... 27
2. Înclinometre care măsoară doar înclinarea..... 29
3. Inclinometre magnetice..... 31
3.1. Înclinometre cu pendul şi busolă..... 31
3.2. Înclinometre cu accelerometre şi magnetometre..... 35
4. Înclinometre giroscopice..... 40
5. Comparaţii între înclinometrele magnetice şi cele giroscopice..... 48
6. Sisteme inerţiale..... 49
7. Determinarea înclinării şi a azimutului..... 49
8. Azimutul magnetic, azimutul geografic, azimutul faţă de nordul reţelei..... 53
9. Distanţa dintre punctele de măsurare..... 56
Întrebări..... 56
Probleme..... 57
Referinţe bibliografice..... 57

C a p . 3. STABILIREA TRASEULUI SPAŢIAL AL SONDELOR..... 59
1. Generalităţi..... 59
2. Metoda unghiului mediu..... 61
3. Metoda tangentelor..... 62
4. Metoda arcelor de cerc..... 63
5. Metoda razei de curbură..... 65
6. Metoda intensităţilor de deviere constante..... 68
7. Calcule de interpolare..... 73
8. Reprezentări grafice..... 78
9. Certitudinea traseului unei sonde..... 87
Întrebări..... 91
Probleme..... 91
Referinţe bibliografice 93

C a p . 4 . DEVIEREA SONDELOR..... 95
1. Cauzele devierii sondelor..... 95
1.1. Direcţia de înaintare a sapei..... 95
1.2. Comportarea ansamblului de fund..... 101
1.3. Efectul anizotropiei rocilor..... 123
1.4. Deplasarea laterală a sapelor..... 128
2. Controlul devierii sondelor..... 130
2.1. Micşorarea apăsării pe sapă..... 130

2.2. Folosirea unor mijloace de dirijare……... 130
2.3. Ansambluri de prăjini grele stabilizate…….. 131
2.4. Sisteme automate de foraj vertical…… 134
Întrebări…… 137
Probleme…….…….. 137
Referinţe bibliografice ..……... 138

C a p . 5 . METODE ŞI MIJLOACE DE DIRIJARE……. 141
1. Clasificări. Aplicabilitate……... 141
2. Dirijarea cu pana de deviere…….. 143
3. Dirijarea cu motoare submersibile……... 144
4. Sisteme de dirijare rotary…… 155
5. Dirijarea cu tubing înfăşurat pe tobă…….. 162
6. Dirijarea cu stabilizatori…….. 167
6.1. Stabilizatori obişnuiţi…… 167
6.2. Stabilizatori reglabili…… 170
7. Dirijarea cu jet……... 173
8. Conductori înclinaţi sau curbaţi…….. 175
9. Ansambluri cu prăjini articulate…….. 176
10. Instalaţii pentru foraj înclinat…… 178
11. Folosirea tendinţei naturale de deviere……... 179
12. Alegerea metodelor de dirijare……... 180
Întrebări……..… 180
Referinţe bibliografice……... 181

C a p . 6 . TEHNOLOGIA DE DIRIJARE……..… 185
1. Poziţia deviatorului la talpa sondei…….. 185
2. Corectarea poziţiei deviatorului…….…….. 194
2.1. Compensarea unghiului de răsucire a garniturii de foraj…….. 194
2.2. Corectarea tendinţei de deviere laterală…….……... 197
3. Orientarea deviatorului la talpa sondei……... 198
3.1. Stabilirea poziţiei deviatorului cu aparate amovibile……..... 199
3.2. Stabilirea poziţiei deviatorului cu sisteme MWD……. 199
4. Controlul traseului unei sonde……. 200
5. Dirijarea geologică……. 203
Întrebări……... 206
Probleme…….. 207
Referinţe bibliografice..……..…….. 209

C a p . 7 . GARNITURA DE FORAJ. SAPE DE FORAJ…...……... 211
1. Prăjini de foraj……. ……. 211
2. Prăjini grele……. …….. 215
3. Prăjini intermediare…….. 216
4. Alcătuirea garniturii de foraj……... 216
5. Comportarea garniturii de foraj în sonde deviate. **Apăsarea pe sapă** ……. 218
6. Sape de foraj…… 226
Întrebări……... 227
Probleme…….. 227
Referinţe bibliografice ..……. 228

C a p . 8 . FLUIDE DE FORAJ. EVACUAREA DETRITUSULUI……...……... 231
1. Cerinţe……..…….. 231
2. Tipuri de fluide…….. 232

3. Proprietăţi reologice…….. 233
4. Transportul particulelor solide în sonde direcţionale şi în cele orizontale….. 240
4.1. Mecanismul de transport…….. 242
4.2. Factorii care influenţează procesul de evacuare……... 248
4.3. Viteza critică de curgere……... 255
4.4. Recomandări……. 264
5. Depunerea baritei…….. 264
6. Stabilitatea pereţilor găurii de sondă…….. 266
Întrebări…….. 267
Probleme…….. 268
Referinţe bibliografice……. 268

C a p . 9 . TUBAREA ŞI CIMENTAREA COLOANELOR DE BURLANE……..... 271
1. Probleme……. 271
2. Introducerea coloanelor de burlane…… 272
3. Comportarea burlanelor în sonde deviate…… 276
4. Centrarea coloanelor de burlane……. 277
4.1.Tipuri de centrori……... 277
4.2. Distanţa dintre centrori……. 279
5. Forajul dirijat cu coloana de burlane……. 282
6. Cimentarea coloanelor……. 283
Întrebări……... 284
Referinţe bibliografice ……..……. 285

C a p . 10. PERFORAREA COLOANELOR DE BURLANE……... 287
1. Sisteme de introducere a sculelor şi instrumentelor în sonde…… 287
2. Perforarea coloanelor de burlane……..…… 290
2.1. Intervale perforate……. 290
2.2. Densitatea perforaturilor……... 291
2.3. Orientarea perforaturilor……... 291
2.4. Tipuri de perforatoare……...… 292
2.5. Perforatoare introduse în coloană cu cablu……..……. 293
2.6. Perforatoare introduse cu cablu prin tubing…….. 293
2.7. Perforatoare introduse cu tubingul…… 295
Întrebări……..…….. 298
Referinţe bibliografice ..……..…….. 299

C a p . 11. PROIECTAREA SONDELOR DIRIJATE……. 301
1. Traseul sondelor dirijate……... 301
2. Sonde cu profil în J…… 304
3. Sonde cu profil în pantă…… 308
4. Sonde cu profil în S…… 312
5. Sonde cu două intervale de creştere a înclinării separate de unul rectiliniu înclinat…….. 318
6. Sonde cu profile catenare……..……. 325
7. Sonde cu profil spaţial……... 330
7.1. Profile cu intensitatea de deviere constantă…….. 331
7.2. Profile cu arce de cerc……... 336
8. Ţintele sondelor……. 344
9. Prevenirea coliziunii sondelor……..……. 347
9.1. Amplasarea şi orientarea platformelor de foraj…… 348
9.2. Planificarea şi urmărirea traseelor sondelor……. 349
9.3. Poziţia relativă a sondelor……. 349

9.4. Riscul de coliziune…… 356
Întrebări…… 357
Probleme…… 358
Referinţe bibliografice ..…… 359

C a p . 12. SONDE CU DEVIERI MARI. SONDE ORIZONTALE…… 361
1. Aplicaţii…… 361
2. Justificare şi aşteptări…… 371
3. Probleme specifice…… 372
4. Mijloace folosite…… 375
5. Profilul sondelor…… 375
6. Completarea sondelor…… 377
7. Stimularea sondelor orizontale…… 380
Întrebări…… 382
Referinţe bibliografice ……..…… 383

C a p . 13. REINTRĂRI. SONDE MULTILATERALE…… 385
1. Ieşirea dintr-o sondă tubată…… 385
1.1. Frezarea circumferenţială…… 385
1.2. Frezarea unei ferestre laterale...…… 387
2. Ieşirea dintr-o sondă netubată..…… 392
3. Sonde multilaterale…… 393
3.1. Beneficii potenţiale. Riscuri şi dezavantaje…….... 393
3.2. Clasificări…… 394
Întrebări…… 402
Referinţe bibliografice …… 402

C a p . 14. FORŢE ŞI MOMENTE DE FRECARE…… 405
1. Generalităţi…… 405
2. Calculul forţelor şi momentelor de frecare…… 408
2.1. Intervale verticale…… 410
2.2. Intervale înclinate drepte…… 410
2.3. Intervale de creştere a înclinării…… 412
2.4. Intervale de scădere a înclinării…… 418
3. Căi de reducere a forţelor şi momentelor de frecare…… 432
Întrebări…… 433
Probleme…… 433
Referinţe bibliografice …… 434

C a p . 15. MĂSURĂTORI ÎN TIMPUL FORAJULUI …… 435
1. Introducere …… 435
2. Ansamblul de fund …… 436
2.1. Senzori direcţionali …… 437
2.2. Tipuri de carotaj …… 438
2.3. Senzori pentru mărimi mecanice, termice, hidraulice…… 442
2.4. Cavernometrie…… 443
3. Sisteme de transmisie a datelor…… 444
3.1. Telemetrie prin cablu electric…… 444
3.2. Telemetrie cu impulsuri de presiune …… 445
3.3. Telemetrie cu unde electromagnetice …… 448
3.4. Telemetrie cu unde acustice…… 450
4. Măsurători de proximitate…… 450
Întrebări…… 454
Referinţe bibliografice…… 454

1

INTRODUCERE

1. Definiţii

În mod obişnuit, sondele se forează vertical – cel puţin în intenţie –, cu instalaţii amplasate deasupra obiectivelor urmărite. Dar, din motive naturale, nedorite, ele se abat mai mult sau mai puţin de la verticală. Devieri până la 3 – 4°, şi chiar mai mult, de regulă nu creează probleme şi de aceea sondele respective sunt considerate „verticale". Nu rareori, însă, devierile sunt mult mai mari.

În prezent, din diverse motive, care vor fi discutate în continuare, din ce în ce mai multe sonde sunt dirijate pe trasee diferite de verticală. Adesea traseele sunt spaţiale şi ajung chiar până la orizontală.

Practic toate sondele sunt mai mult sau mai puţin deviate de la verticală.

Prin *controlul devierii* se urmăreşte menţinerea sondei, în cursul forajului, pe direcţia verticală, în anumite limite acceptabile.

Prin *dirijare* se înţelege devierea intenţionată a unei sonde de-a lungul unei traiectorii stabilite, diferită de ce pe care sonda s-ar duce în mod natural.

Pentru a caracteriza o sondă deviată (dirijată) este suficient să fie descrisă axa ei, care, în cazul general, este o curbă oarecare în spaţiu.

Într-un punct de-a lungul ei, direcţia sondei este definită dacă se cunosc două unghiuri: de înclinare şi de orientare, ambele relativ uşor de măsurat (fig. 1).

Unghiul de înclinare, pe scurt *înclinarea* sondei, reprezintă unghiul format de tangenta la axa sondei şi verticala care trece prin punctul considerat; se va nota cu α.

Unghiul de orientare, pe scurt *orientarea* sau *azimutul* sondei, este unghiul dintre proiecţia tangentei în planul orizontal şi o direcţie de referinţă din acelaşi plan, de regulă direcţia nordului magnetic sau a celui geografic; se va nota cu ω. Azimutul constituie unghiul dintre planul vertical în care deviază sonda – planul format de verticală şi tangenta în punctul considerat – şi planul meridianului magnetic sau al celui geografic.

Unghiul dintre direcţia nordului magnetic şi cea a nordului geografic, în plan orizontal, reprezintă *declinaţia magnetică*. Mărimea ei, cu semnul pozitiv spre est, este determinată de poziţia geografică a sondei şi variază în timp, deoarece polul nord magnetic îşi modifică continuu poziţia. Pentru orice punct de pe glob, în orice moment, declinaţia poate fi calculată cu un model geomagnetic global, actualizat periodic; ea se obţine şi de la instituţii geofizice specializate.

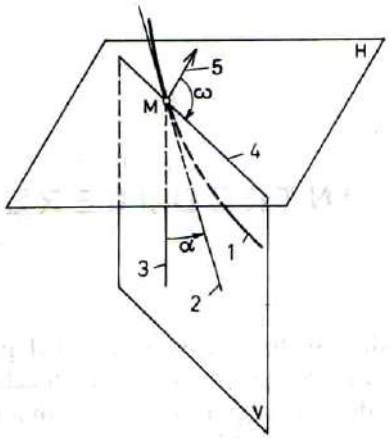

Fig. 1. *Definirea înclinării şi a azimutului într-un punct M al unei sonde:*
1 – axa sondei; 2 – tangenta la axa sondei în punctul M; 3 – verticala în punctul M;
4 – proiecţia tangentei în planul orizontal; 5 – direcţia de referinţă.

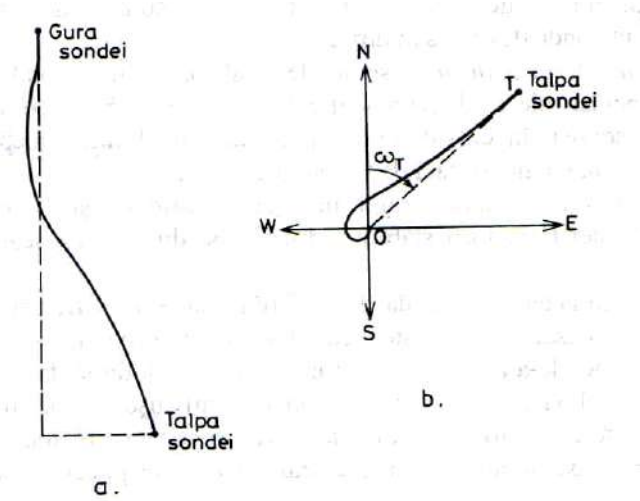

Fig. 2. *Profilul (a) şi înclinograma (b) unei sonde deviate.*

Adesea, azimutul se raportează la o linie care trece prin punctul dat paralelă cu tangenta la un meridian de referinţă. Linia respectivă aparţine unei reţele de caroiaj, unei hărţi. Unghiul dintre nordul reţelei şi nordul geografic constituie *convergenţa reţelei;* ea poate fi calculată în orice punct de pe harta respectivă.

Azimutul magnetic se corectează cu declinaţia magnetică şi cu convergenţa.

Pentru a cunoaşte poziţia spaţială a unei sonde, curba care reprezintă axa ei se proiectează pe unul sau mai multe plane verticale, precum şi în planul orizontal. Proiecţia axei într-un plan vertical reprezintă *profilul sondei* în acel plan, iar proiecţia în planul orizontal poartă şi numele de *înclinogramă* (fig. 2).

Drept plan vertical de proiecţie se alege unul în care sonda să apară cât mai puţin deformată. Pentru sonde dirijate, de regulă, se ia planul care trece prin punctul de iniţiere a sondei (gura sondei) şi talpa ei sau locaţia ţintei urmărite. În figura 2, acest plan, care conţine gura sondei *O* şi talpa ei *T*, are orientarea ω_T.

2. Unghiul total de deviere

Dacă pe o anumită porţiune a sondei (eventual pe toată lungimea ei) unghiul de orientare se păstrează constant, sonda deviază doar într-un plan. Când orientarea se modifică, sonda deviază spaţial. În acest caz interesează *unghiul total (spaţial) de deviere*, adică unghiul dintre tangentele din două puncte de măsurare, sau de calcul, vecine.

Direcţia sondei într-un punct oarecare poate fi definită printr-un vector unitar $\bar{v}$. Dacă se atribuie acelui punct un sistem cartezian cu axa *N* – direcţia nordului magnetic, geografic sau al hărţii, axa *E* – direcţia estului, ambele în plan orizontal, şi *V* – verticala, înclinarea α este definită faţă de axa *V*, iar azimutul ω faţă de axa *N* (fig. 3, *a*). Pentru a determina unghiul total de deviere între două puncte succesive de măsurare, 1 şi 2, fie $\bar{v}_1$ şi $\bar{v}_2$ vectorii unitari ce caracterizează direcţia sondei în cele două puncte. Unghiurile de înclinare a sondei în cele două puncte sunt α_1, respectiv α_2, iar unghiurile de orientare sunt ω_1, respectiv ω_2. Fie θ unghiul dintre cei doi vectori, $\bar{v}_1$ şi $\bar{v}_2$ (fig. 3, *b*).

Potrivit figurii 3, componentele carteziene ale celor doi vectori sunt:

$$\begin{aligned} v_{1N} &= \sin\alpha_1\cos\omega_1, \\ v_{1E} &= \sin\alpha_1\sin\omega_1, \\ v_{1V} &= \cos\alpha_1; \end{aligned} \tag{1}$$

$$\begin{aligned} v_{2N} &= \sin\alpha_2\cos\omega_2, \\ v_{2E} &= \sin\alpha_2\sin\omega_2, \\ v_{2V} &= \cos\alpha_2. \end{aligned} \tag{2}$$

Se ştie că produsul scalar dintre doi vectori

$$\bar{v}_1 \cdot \bar{v}_2 = |\bar{v}_1| \cdot |\bar{v}_2| \cos\theta = v_{1N}v_{2N} + v_{1E}v_{2E} + v_{1V}v_{2V}, \tag{3}$$

de unde, pentru $|\bar{v}_1| = |\bar{v}_2| = 1$, rezultă:

$$\cos\theta = \sin\alpha_1\cos\omega_1\sin\alpha_2\cos\omega_2 + \sin\alpha_1\sin\omega_1\sin\alpha_2\sin\omega_2 + \cos\alpha_1\cos\alpha_2 \tag{4}$$

sau

$$\cos\theta = \cos\alpha_1\cos\alpha_2 + \sin\alpha_1\sin\alpha_2\cos(\omega_2 - \omega_1). \tag{5}$$

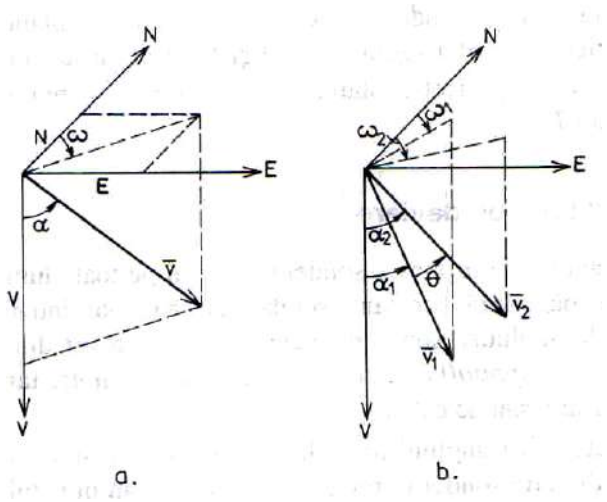

Fig. 3. *Definirea unghiului total de deviere:*
a – componentele unui vector $\bar{v}$ *; b – unghiul dintre doi vectori,* $\bar{v}_1$ şi $\bar{v}_2$.

Dacă unghiurile α_1, α_2 şi θ sunt considerate laturile unui triunghi sferic (format din arce subîntinse unghiurilor α_1, α_2 şi θ din centrul unei sfere cu raza egală cu unitatea), iar $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1$ este unghiul dintre laturile α_1 şi α_2, atunci formula (5) reprezintă teorema cosinusurilor laturilor (teorema fundamentală) din trigonometria sferică (fig. 4). Această observaţie permite să se rezolve numeroase probleme de deviere şi de dirijare apelând la teoremele şi relaţiile din trigonometria sferică: unghiurile de înclinare sunt considerate laturi ale triunghiurilor (poligoanelor) sferice, iar cele de orientare reprezintă unghiurile dintre laturi.

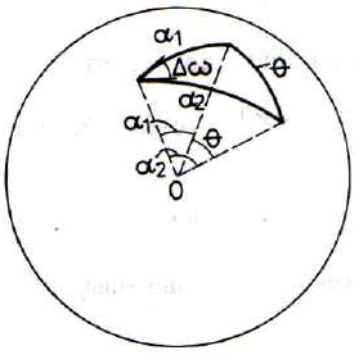

Fig. 4. *Reprezentarea sferică*
a unghiurilor de înclinare şi de orientare.

Cu unele transformări, formula (5) poate fi pusă şi sub forma:

$$\sin^2\frac{\theta}{2}=\sin^2\frac{\alpha_2-\alpha_1}{2}+\sin\alpha_1\sin\alpha_2\sin^2\frac{\omega_2-\omega_1}{2}, \tag{6}$$

convenabilă pentru unghiuri de înclinare relativ mici (formula lui Lubinski).

Când azimutul nu se schimbă ($\omega_2 = \omega_1$), unghiul total $\theta = \Delta\alpha = \alpha_2 - \alpha_1$. În schimb, când $\omega_2 \neq \omega_1$, se demonstrează că $\theta > \Delta\alpha$.

Unghiul θ diferă de $\Delta\alpha$ cu atât mai mult, cu cât unghiurile α_1, α_2 şi $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1$ au valori mai mari. Pentru $\Delta\omega = \pi$, rezultă $\theta = \alpha_2 + \alpha_1$: schimbarea de direcţie este maximă.

În situaţiile uzuale, când variaţiile înclinării şi, mai ales, ale azimutului nu sunt foarte mari, în locul relaţiei exacte (6) poate fi folosită formula aproximativă:

$$\theta^2=\Delta\alpha^2+\Delta\omega^2\sin^2\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2}, \tag{7}$$

formulă des întâlnită.

3. Intensităţi de deviere

Curbura unei sonde *c* se defineşte de obicei prin aşa numita *intensitate de deviere i*, care semnifică ritmul de schimbare a direcţiei cu lungimea *L:*

$$i=\frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}L}. \tag{8}$$

Cele două mărimi, *c* şi *i*, diferă doar prin dimensiuni: între ele există relaţia $i = 180/\pi \circ c$.

Intensitatea de deviere se exprimă în grade/m, grade/10 m sau grade/30 m (în practica americană grade/100 ft; 100 ft = 30,48 m).

Raza de curbură

$$R=\frac{1}{c}=\frac{180}{\pi}\frac{1}{i}. \tag{9}$$

Pentru a caracteriza traiectoria unei sonde se folosesc, uneori, şi alte mărimi.

Astfel, intensitatea de deviere i_α exprimă variaţia unghiului de înclinare cu lungimea:

$$i_\alpha=\frac{\mathrm{d}\alpha}{\mathrm{d}L}. \tag{10}$$

Intensitatea de deviere i_ω constituie variaţia unghiului de orientare ω cu lungimea:

$$i_\omega = \frac{\mathrm{d}\omega}{\mathrm{d}L}. \tag{11}$$

Intensitatea de deviere în plan orizontal (rotirea sondei în plan orizontal)

$$i_o = \frac{\mathrm{d}\omega}{\mathrm{d}a} = \frac{\mathrm{d}\omega}{\mathrm{d}L\sin\alpha} = \frac{i_\omega}{\sin\alpha}, \tag{12}$$

unde da este proiecţia segmentului dL în plan orizontal.

Pentru elemente infinitezimale, formula (7) este exactă şi există următoarele corelaţii:

$$i^2 = i_\alpha^2 + i_\omega^2 \sin^2\alpha, \tag{13}$$

$$i^2 = i_\alpha^2 + i_o^2 \sin^4\alpha. \tag{14}$$

În mod practic, intensităţile de deviere se calculează cu diferenţe finite: θ, $\Delta\alpha = \alpha_2 - \alpha_1$, $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1$ şi $\Delta L = L_2 - L_1$, unde α_1 şi α_2 reprezintă înclinările, iar ω_1 şi ω_2 – azimuturile sondei măsurate în două puncte, 1 şi 2, situate la distanţa ΔL. Intensităţile de deviere calculate reprezintă, în acest caz, nişte valori medii pe intervalul ΔL. În formulele (13) şi (14) α este unghiul mediu pe acest interval: $(\alpha_1 + \alpha_2)/2$.

4. Tortuozitatea găurilor de sondă

Ansamblurile de foraj nu pot dirija sondele exact pe traseele planificate şi se intervine adesea, în timpul forajului, pentru corectarea lor. De aceea, de-a lungul găurilor de sondă au loc schimbări nedorite de direcţie mai mult sau mai puţin bruşte. Acestea pot interveni şi din cauza variaţiile de duritate a rocilor. Ele introduc frecări longitudinale şi momente de frecare suplimentare, creând dificultăţi la rotirea şi manevrarea garniturii de foraj, la tubarea coloanelor de burlane.

În sonde orizontale ori cu înclinări mari, ondulaţiile traseului unei sonde afectează şi productivitatea acesteia: căderile de presiune la curgerea bifazică sunt mult mai mari decât la o sondă dreaptă. În ondulaţiile sondelor orizontale se pot forma capete de gaze sau dopuri de apă.

Pentru a caracteriza gradul de abatere de la profilul planificat se foloseşte adesea noţiunea de *tortuozitate a sondei*. Cantitativ, ea poate fi definită printr-o mediere a variaţiilor intensităţilor de deviere reale în raport cu cea planificată de-a lungul sondei ori al unui interval dat, intensităţi calculate cu ajutorul măsurătorilor de deviere:

$$T = \frac{\sum_{k=1}^{n} \left| i_p - i_k \right| l_k}{\sum_{k=1}^{n} l_k}, \qquad (15)$$

unde i_p este intensitatea de deviere planificată;

i_k – intensitatea de deviere între două puncte de măsurare succesive;

l_k – lungimea intervalului dintre două măsurători pe care este calculată valoarea i_k.;

n – numărul intervalelor.

O sondă este considerată netedă dacă tortuozitatea ei nu depăşeşte $0{,}1^o/10$ m.

Există şi alte moduri de definire a tortuozităţii unei sonde. Dacă intervalele de măsurare au lungimi rezonabile, tortuozitatea poate fi calculată printr-o integrare numerică. Uneori se acceptă o traiectorie sub formă sinusoidală.

La sonde orizontale, se impune adeseori şi amplitudinea maximă a ondulaţiilor: 0,5 – 1,0 m.

Sondele se pot abate şi de la forma cilindrică. Se întâlnesc în acest sens două fenomene, puse în evidenţă cu ajutorul caliperelor 2D şi 3D, şi anume:

– *spiralarea*: pentru că sapele, mai ales cele cu PDC, au şi o mişcare de precesie în afara celei de rotaţie în jurul axei proprii, gaura de sondă ia forma unui şurub, cu pasul de câţiva metri;

– *variaţiile de diametru* (gâtuirile alternează cu ocnirile): sunt întâlnite mai ales atunci când se alternează forajul cu motoare dirijabile fără rotire cu cel rotary pentru menţinerea direcţiei sondei, la turaţii foarte mari.

5. Aplicaţii ale forajului dirijat

1. Resăparea unei sonde. Aceasta a fost probabil prima aplicaţie a forajului dirijat. Când o sondă este blocată la o anumită adâncime (prăjini prinse ori scăpate în sondă, burlane turtite) şi se apreciază că operaţiile de degajare vor fi îndelungate şi costisitoare, este preferabil să se abandoneze porţiunea blocată şi să se resape sonda în continuare pe alături (fig. 5).

Resăparea de la o anumită adâncime este oportună şi atunci când o sondă a nimerit într-o zonă sterilă ori inundată, precum şi atunci când se explorează în mai multe direcţii cu aceeaşi sondă.

Dacă în zona unde se iniţiază noua direcţie sonda nu este tubată, sub punctul de iniţiere se creează de obicei un suport rezistent de ciment cu lungimea de 50 – 100 m. Dacă sonda este tubată trebuie frezată o fereastră în burlane.

Pentru a schimba direcţia sondei, se utilizează motoare de fund dezaxate, pene de deviere, sisteme de dirijare rotary.

2. Sonde de salvare. La unele sonde scăpate de sub control, care erup liber, nu se poate interveni la gura lor pentru a le capta sau opri: erupţii foarte violente,

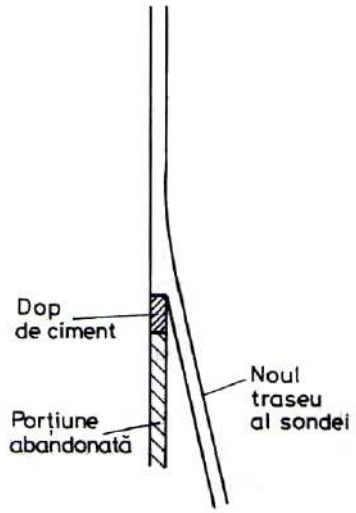

Fig. 5. *Resăparea unei sonde*.

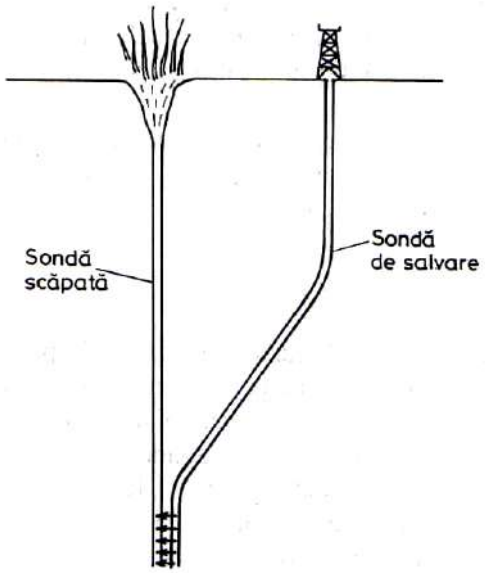

Fig. 6. *Omorârea unei sonde scăpate de sub control cu o sondă de salvare*.

echipamentul de la gura sondelor complet deteriorat, coloana pe care acesta este montat spartă, erupţii prin spatele coloanelor, sonde în largul mării. În asemenea situaţii se forează una sau mai multe sonde de salvare în jurul celei scăpate astfel încât s-o intercepteze ori să ajungă cât mai aproape de ea (fig. 6). Prin sondele de salvare se injectează fluide cu care se omoară sonda scăpată.

3. Ocolirea unor obstacole geologice. Unele zăcăminte de petrol se află în vecinătatea unor domuri de sare şi parţial chiar sub ele. Cum traversarea sării ridică anumite probleme (noroaie sărate corozive, ocnirea găurii de sondă, tendinţă de strângere a pereţilor), o soluţie mai convenabilă poate fi ocolirea sării cu sonde dirijate (fig. 7).

Similar pot fi ocolite falii sau strate de-a lungul cărora sondele au tendinţa să lunece, zone cu pierderi de noroi catastrofale.

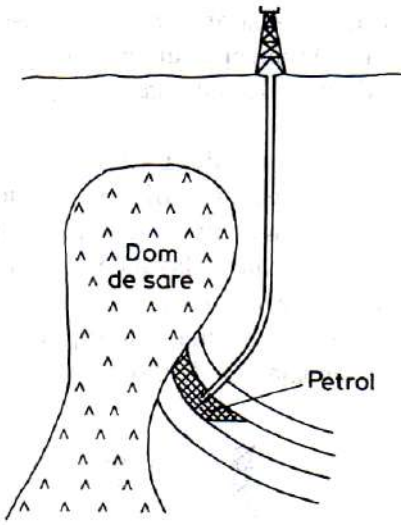

Fig. 7. *Ocolirea unui dom de sare cu o sondă dirijată.*

4. Condiţii de suprafaţă. Deasupra unor zăcăminte de petrol sau gaze se găsesc localităţi, zone rezidenţiale, industriale ori portuare, parcuri ori staţiuni de odihnă, rezervaţii naturale, plantaţii, zone cu interdicţii militare sau ecologice. Exploatarea acestor zăcăminte nu este posibilă decât prin sonde forate dirijat din perimetre accesibile.

Unele zăcăminte se află sub lacuri, delte, mlaştini, golfuri marine, ţărmuri. Exploatarea lor prin sonde verticale necesită construcţii hidrotehnice costisitoare, adeseori chiar imposibile. În astfel de situaţii, este oportun să se foreze dirijat de pe terenuri ferme sau de pe insule artificiale care pot suporta instalaţiile de foraj şi anexele lor, precum şi utilităţile de extracţie.

Există situaţii când terenul de deasupra obiectivului urmărit este accidentat, muntos, adesea împădurit. Sondele verticale ar presupune defrişări neraţionale, construcţii scumpe de drumuri şi platforme dificil de amenajat. Este preferabil în astfel de cazuri ca sondele să fie forate dirijat din locuri mai accesibile şi mai uşor de amenajat.

5. Sonde în grup. Forajul mai multor sonde de pe aceeaşi locaţie sau platformă constituie cea mai importantă aplicaţie în domeniul dirijării. Sistemul s-a răspândit îndeosebi la exploatarea zăcămintelor de petrol şi gaze submarine, de sub platformele continentale. Cu una sau două instalaţii montate pe aceeaşi platformă, fixă sau mobilă, uneori pe două platforme vecine, se forează în direcţii diferite câteva zeci de sonde dirijate (fig. 8). Motivele sunt de ordin practic şi economic:

– se micşorează cheltuielile de transport şi de fixare a platformelor mobile de pe o locaţie pe alta;

– toate facilităţile de extracţie, separare, stocare, transport prin conducte sau cu tancuri petroliere, eventual şi de injecţie sunt grupate pe aceeaşi platformă;

– se îmbunătăţesc posibilităţile de automatizare şi cele de supraveghere a sondelor;

– platformele de foraj, de extracţie şi de stocare pentru un grup de sonde sunt mai mari şi mai rezistente la acţiunea valurilor şi a vânturilor din zone geografice ostile, dar cheltuielile ce revin pentru o sondă sunt mai mici.

Sonde în grup sunt forate şi în zone mlăştinoase, cum sunt cele din Siberia Occidentală, în regiuni presărate cu lacuri, ca cele din Canada. Construind un singur drum de acces şi o singură platformă de foraj pentru mai multe sonde se reduc simţitor cheltuielile de amenajare şi de montare.

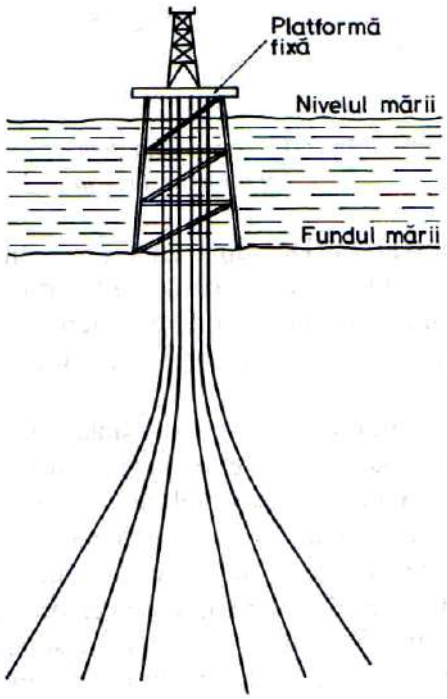

Fig. 8. *Sonde în grup forate de pe o platformă fixă.*

Reţelele de energie electrică, conductele, facilităţile de preparare a noroiului, de stocare şi aprovizionare, grupurile sociale sunt comune pentru mai multe sonde. Evident şi condiţiile de producţie sunt mai comode, şi mai ieftine.

Adeseori se forează mai multe sonde de pe aceeaşi platformă pentru a reduce suprafaţa de teren agricol sau forestier, necesară pentru drumuri şi locaţii, şi pentru a micşora impactul ecologic asupra mediului.

6. Sonde orizontale. Termenul, deşi uzual, se foloseşte oarecum impropriu în industria de petrol. De fapt, sondele sunt iniţiate vertical şi apoi sunt dirijate într-un plan orizontal sau aproape orizontal (fig. 9). Sonde integral orizontale se forează doar din puţuri sau din galerii miniere pentru cercetări geologice, în interes geotehnic, pentru exploatarea subterană a petrolului (singura exploatare de petrol subterană în ţara noastră se află la Sărata Monteoru, lângă Buzău).

Sondele orizontale au căpătat o mare extindere după 1980 şi în unele zone ponderea lor o depăşeşte pe cea a sondelor verticale.

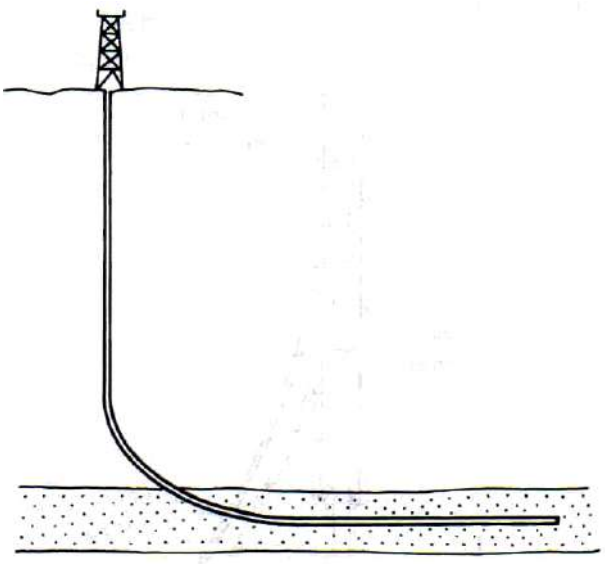

Fig. 9. *Sondă orizontală.*

Principalul scop al sondelor orizontale îl constituie creşterea productivităţii, în raport cu a celor verticale forate în acelaşi loc, uneori chiar de zece, douăzeci de ori, în faza iniţială a exploatării. Creşte şi factorul final de extracţie. Faptul se explică prin creşterea suprafeţei de drenare, mai ales când orizontul productiv are grosimea relativ mică, ori permeabilitatea foarte scăzută (este şi cazul şisturilor gazeifere, exploatate aproape numai cu sonde orizontale).

În strate puternic fisurate pe verticală ori cu permeabilitatea verticală mai mare decât cea orizontală, prin sonde orizontale productivitatea poate creşte de asemenea de câteva ori.

Sondele orizontale sunt indicate şi în cazul ţiţeiurilor grele, vâscoase, exploatate prin drenare gravitaţională, eventual prin injecţie de abur sau prin combustie subterană.

La exploatarea prin sonde orizontale se diminuează efectul de formare a conurilor de apă sau de gaze, se îmbunătăţeşte drenajul gravitaţional în general.

În toate situaţiile se măreşte şi gradul final de extracţie.

Uneori, stratele productive sunt deschise orizontal sau aproape orizontal deoarece locaţia sondelor este foarte depărtată, pe orizontală, de zona ce trebuie drenată.

7. Reintrări. Dacă o sondă este inundată, deteriorată sau epuizată (zona din jurul ei este depletată), se poate abandona porţiunea ei inferioară şi, de la o anumită adâncime, ea se dirijează prin resăpare în altă direcţie. Se spune că, sonda reintră în stratul productiv într-o zonă nedrenată (fig. 10). Costul operaţiei este de obicei mai redus decât cel al unei sonde noi, forate de la suprafaţă.

Uneori, pe platforme marine, reintrările sunt impuse de indisponibilitatea unor sloturi (locaţii) la suprafaţă.

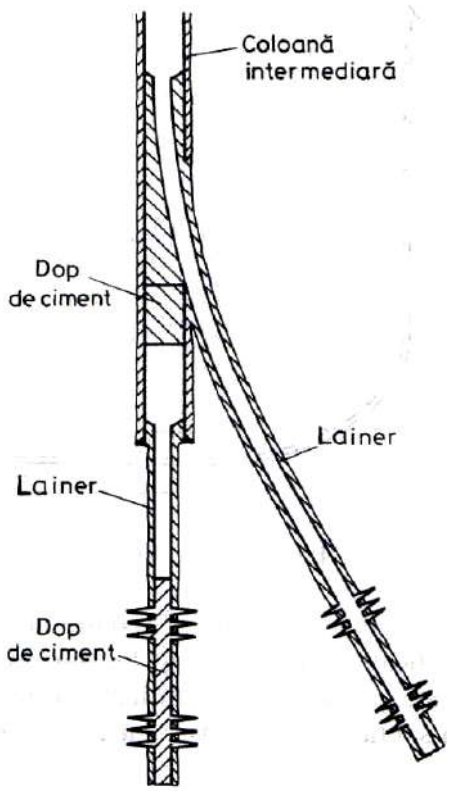

Fig. 10. *Reintrarea unei sonde în stratul productiv.*

Când stratul productiv este orizontal, sonda nouă se dirijează de-a lungul lui sau uşor înclinat, astfel încât să se mărească zona de drenare şi să se întârzie formarea conurilor de apă sau de gaze.

Resăparea se iniţiază prin frezarea unei ferestre în coloana de burlane.

8. Sonde multilaterale. Acestea reprezintă sonde cu două sau mai multe ramificaţii laterale forate dintr-o gaură principală (fig. 11). Ramificaţiile sunt nişte drene: ele permit să se extindă zona de exploatare fără a săpa sonde noi.

Sondele multilaterale pot constitui o alternativă mai economică şi mai rapidă la procedeul de îndesire. Ele pot fi echipate cu investiţii mai mici.

Asemenea sonde se forează şi pentru a micşora suprafaţa afectată de locaţii, atunci când sloturile pe platforme sunt limitate, pentru creşterea ritmului de exploatare, mai ales în zăcăminte marginale, pentru exploatarea unor blocuri productive mici sau izolate, pentru rezervoare lenticulare, pentru exploatarea separată a unor orizonturi cu caracteristici diferite, pentru exploatarea ulterioară a unor zone adiţionale.

Ramificaţiile pot fi forate în orice direcţie, inclusiv ascensional pentru un drenaj gravitaţional. Trunchiul din care se forează ramificaţiile poate fi vertical, înclinat sau chiar orizontal.

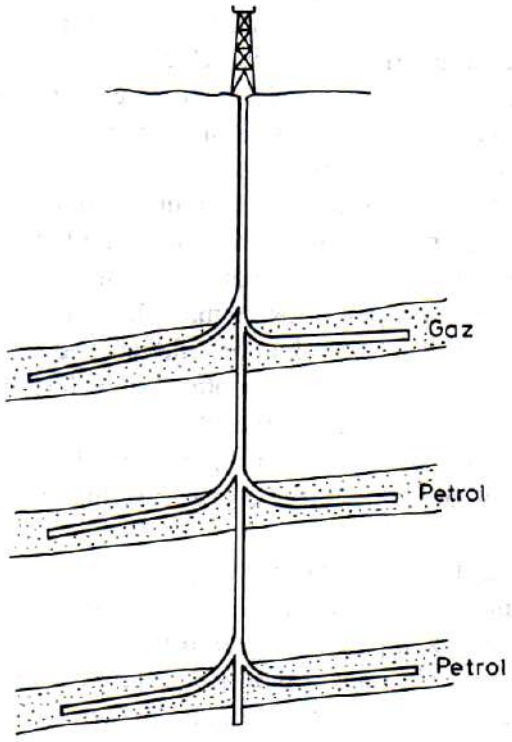

Fig. 11. *Sondă multilaterală.*

9. Aplicaţii nepetroliere. Pentru montarea unor conducte de petrol sau gaze, dar şi pentru conducte edilitare (apă, gaze, canalizare, telecomunicaţii) este nevoie adeseori să se traverseze râuri, şosele, străzi, căi ferate, piste de beton. Folosind instalaţii specializate de subtraversare, lucrările de montare pot fi mult mai ieftine şi mai rapide; uneori sunt singurele posibile.

Pentru consolidarea şi impermeabilizarea rocilor din jurul unor construcţii civile sau industriale (tunele, baraje, coşuri de fum, blocuri de locuinţe sau administrative, instituţii de artă) se forează cu instalaţii uşoare zeci de sonde înclinate prin care se injectează pastă de ciment, silicat de sodiu, diverse mortare, răşini ş.a. Montarea piloţilor de consolidare a taluzelor se realizează tot prin forajul unor sonde înclinate. Probe pentru analize geotehnice sunt prelevate adeseori prin sonde forate înclinat.

Sondele orizontale sunt oportune şi la extracţia gazului metan din zăcămintele de cărbune bogate în metan, la exploatarea energiei geotermale din roci cu temperaturi ridicate.

6. Probleme întâlnite la sondele deviate de la verticală

Devierea sondelor de la verticală creează numeroase dificultăţi atât în timpul forajului, cât şi ulterior. Ele devin cu atât mai serioase cu cât înclinările sunt mai mari şi schimbările de direcţie mai bruşte. Cele mai multe probleme sunt provocate de faptul că forţele de greutate (ale garniturii de foraj, coloanelor de burlane, instrumentelor geofizice, particulelor solide) nu mai acţionează de-a lungul sondei. Forţele laterale şi forţele de frecare cu pereţii sondei, depunerea particulelor solide sunt la originea acestor probleme.

1. Din cauza frecărilor produse ca urmare a sprijinirii pe pereţii sondei, sarcina la cârligul instalaţiei de foraj diferă semnificativ de greutatea garniturii sau a coloanei de burlane liber suspendate, scufundate în noroi. Extragerea garniturii de foraj poate deveni dificilă, controlul apăsării pe sapă este problematic, iar momentul de torsiune necesar rotirii garniturii capătă valori periculos de mari. În general, forţele de frecare de-a lungul unei sonde sunt greu de evaluat.

2. Tot din cauza presiunilor de contact şi a forţelor de frecare, uzura prăjinilor şi mai ales a racordurilor se accentuează. Fenomenul se produce atât în timpul rotirii garniturii, cât şi în cursul operaţiilor de introducere şi extragere a ei. Din aceeaşi cauză, coloanele de burlane prin care lucrează garnitura de foraj se uzează şi chiar se pot sparge.

3. Dacă presiunea de contact pe pereţii găurii de sondă depăşeşte rezistenţa rocilor, racordurile pot forma găuri de cheie, în dreptul cărora apar dificultăţi la extragerea garniturii de foraj şi riscul înţepenirii ei.

4. În zonele curbate ale unei sonde, prăjinile de foraj sunt supuse la încovoiere. Dacă ele sunt şi rotite, solicitarea de încovoiere capătă un caracter variabil, ceea ce duce la oboseala materialului şi la reducerea duratei de lucru a elementelor garniturii de foraj.

5. În sonde deviate creşte pericolul de prindere a prăjinilor grele şi a coloanelor de burlane, când sunt lăsate în nemişcare, prin lipire şi din cauza diferenţei de presiune sondă-strat în dreptul formaţiunilor permeabile.

6. Avariile în sonde deviate se rezolvă mai greu decât în cele verticale.

7. Condiţiile de stabilitate a pereţilor unei sonde deviate în dreptul unor roci instabile, friabile, adesea se înrăutăţesc.

8. Tubarea coloanelor de burlane, mai ales a celor cu diametrul mare, în găuri de sondă cu intensităţi severe de deviere, cu dese schimbări de direcţie şi cu jocuri radiale reduse este îngreunată, uneori chiar imposibilă.

9. La cimentare, coloanele de burlane având o poziţie excentrică în gaura de sondă, noroiul gelificat din spaţiile înguste nu este dezlocuit, pasta de ciment se canalizează prin spaţiul mai larg şi unele strate gazeifere sau acvifere rămân neizolate, provocând dificultăţi ulterioare. Sunt necesari centrori montaţi pe burlane, un regim de dezlocuire adecvat şi paste de ciment cât mai stabile, pentru a evita segregarea fazelor acestora.

10. În timpul exploatării, burlanele din coloana de producţie se uzează prin frecare cu tubingul, iar acesta din cauza frecării cu prăjinile de pompare. Randamentul pompajului cu prăjini se diminuează.

11. Prin sonde deviate interpretările geologice privind adâncimea, grosimea şi înclinarea stratelor, forma structurii sau a zăcământului interceptat sunt mai laborioase.

12. Devierea nedorită a sondelor de la traseele şi ţintele prestabilite pot afecta schema de exploatare a unui zăcământ. Uneori, trebuie forate sonde suplimentare pentru a completa schema respectivă. Este posibil chiar ca o sondă deviată să nu-şi atingă obiectivul urmărit, în care caz, ea se resapă de la o anumită adâncime.

13. Pentru a atinge obiectivul, lungimea forată cu o sondă înclinată este mai mare decât în cazul uneia verticale, mărindu-se durata şi costul forajului.

14. Când sondele sunt în apropierea limitelor unei concesiuni pot apare probleme de încălcare a drepturilor altor operatori. De regulă, în asemenea situaţii, prin clauze contractuale se impun anumite limite de deviere, iar traseul sondelor trebuie să poată fi verificat.

În general, dificultăţile care sunt întâmpinate la o sondă cu devieri mari se reflectă în costul şi în durata ei de execuţie. Uneori sunt necesare marşuri suplimentare pentru corectarea pereţilor găurii de sondă, restricţii privind regimul de foraj. Sunt necesare măsurători de deviere, dar şi multe investigaţii geofizice, în timpul forajului.

În sonde cu unghiuri de înclinare mai mari de $50 – 60^{o}$ apar şi alte probleme: evacuarea dificilă a detritusului, imposibilitatea executării unor operaţii cu cablu prin căderea liberă a aparatelor (carotaj cu cablu, perforare), riscul „coliziunii" unor sonde la forajul în grup, dependenţa de tehnici scumpe şi de serviciile unor firme specializate (de dirijare, pentru fluide de foraj, de completare a sondei).

Întrebări

1. *Ce mărimi definesc direcţia unei sonde într-un punct aflat de-a lungul ei?*
2. *Cum se reprezintă o sondă spaţială în plan?*
3. *Ce se înţelege prin declinaţie magnetică? Dar prin convergenţă?*
4. *Ce reprezintă unghiul total de deviere?*
5. *Ce se înţelege prin intensitate de deviere? Ce legătură este între curbură şi intensitatea de deviere?*
6. *Ce probleme apar la forajul unei sonde deviate?*

Probleme

1. În două puncte succesive, aflate la distanţa de 50 m, s-au măsurat: înclinarea $\alpha_1 = 20^o$, azimutul $\omega_1 = 40^o$, respectiv $\alpha_2 = 22^o$ şi $\omega_2 = 50^o$. Să se determine unghiul dintre tangentele la axa sondei în cele două puncte, intensitatea de deviere şi raza de curbură pe intervalul dintre cele două puncte.

R: $\theta = 4^o\ 06'$; $i = 0{,}82^o/10$ m; $R = 699$ m.

2. În două puncte succesive, de-a lungul unei sonde orizontale, s-au măsurat unghiurile: $\alpha_1 = 90^o$, $\omega_1 = 150^o$, respectiv $\alpha_2 = 90^o$, $\omega_2 = 155^o$. Să se calculeze unghiul total de deviere.

R: $\theta = \omega_2 - \omega_1 = 5^o$.

3. În două puncte succesive, aflate la distanţa de 100 m, s-au măsurat: înclinarea $\alpha_1 = 30^o$, azimutul $\omega_1 = 230^o$, respectiv $\alpha_2 = 34^o$, azimutul $\omega_2 = 233^o$. Să se determine intensităţile de deviere în plan vertical, în plan orizontal şi cea totală între cele două puncte.

R: $i_\alpha = 0{,}40^o/10$ m, $i_\omega = 0{,}30^o/10$ m, $i_0 = 0{,}57^o/10$ m, $i = 0{,}43^o/10$ m.

4. Intensitatea de deviere planificată pe porţiunea de creştere a înclinării unei sonde dirijate este $1^o/10$ m. De-a lungul ei, pe baza măsurătorilor efectuate la intervale egale s-au calculat următoarele intensităţi de deviere, în grade/10 m: 1,15; 0,93; 1,18; 1,05; 0,97; 0,95. Care este tortuozitatea sondei pe intervalul respectiv?

R: $T = 0{,}088^o/10$ m.

5. O sondă a fost forată vertical până la adâncimea de 1000 m. Apoi, pe o lungime de 300 m, s-a forat dirijat până ce înclinarea sondei a ajuns la 30^o. În continuare, înclinarea s-a menţinut constantă pe o lungime de 800 m. Presupunând că intervalul curbiliniu (cel cu lungimea de 300 m), este un arc de cerc, să se determine intensitatea de deviere pe acest interval *i*, lungimea totală a sondei *L*, adâncimea ei pe verticală *H* şi deplasarea laterală a tălpii *A*.

R: $i = 1^o/10$ m, $L = 2100$ m, $H = 1979{,}30$ m, $A = 476{,}76$ m.

2

MĂSURĂTORI DE DEVIERE

Există multe motive să se cunoască traseul spaţial al oricărei sonde – fie că este considerată „verticală”, fie că este dirijată –, şi nu doar atunci când este terminată, ci şi în timpul forajului. Motivele sunt:

– atingerea fără dificultăţi majore a ţintei (ţintelor) preconizate;

– evitarea situaţiilor nedorite, când sonda ajunge într-o zonă sterilă sau inundată, într-un cap de gaze ori în zona de influenţă a altei sonde;

– evitarea coliziunii cu alte sonde aflate în apropiere;

– evaluarea intensităţii de deviere de-a lungul sondei;

– determinarea adâncimii reale, pe verticală, a formaţiunilor geologice întâlnite şi întocmirea unor hărţi şi secţiuni geologice corecte;

– interceptarea unei sonde scăpate de sub control cu sonde de „omorâre”.

Traseul unei sonde este determinat dacă se cunosc coordonatele spaţiale carteziene în oricare punct de-a lungul ei. Există aparate care stabilesc direct aceste coordonate, dar ele nu s-au răspândit. În mod obişnuit, parametrii care se măsoară de-a lungul unei sonde, mult mai comod şi mai precis, sunt: *înclinarea*, *azimutul* şi *adâncimea*. Primii doi parametri se măsoară cu ajutorul unor instrumente specifice, numite şi înclinometre, iar adâncimea punctului de măsurare prin intermediul cablului de lansare a lor sau al garniturii de prăjini în care ele se află. Coordonatele spaţiale în orice punct se obţin, cu destulă precizie, dacă cei trei parametri sunt măsuraţi în cât mai multe puncte de la gura sondei – ale cărei coordonate se presupun cunoscute – până în punctul de calcul şi sunt prelucraţi cu ajutorul unor algoritmi matematici adecvaţi (v. cap. 3).

Datele primare – numite măsurători de deviere – sunt corectate şi prelucrate manual sau automat, adeseori chiar în interiorul instrumentelor de măsurare, furnizând direct coordonatele carteziene în punctele de măsurare. Dar cu datele respective se pot calcula coordonatele carteziene în orice alt punct.

Măsurătorile de deviere pot atinge o pondere însemnată în costul unei sonde.

1. Clasificarea înclinometrelor

Există o mare varietate de înclinometre, diferenţiate după principiul de lucru sau numai constructiv. Unele indică doar înclinarea sondelor, dar cele mai multe măsoară şi azimutul. Ele pot fi clasificate după diverse criterii.

1. După *principiul de măsurare*, se întâlnesc două mari categorii de înclinometre: magnetice şi giroscopice. Primele folosesc câmpul magnetic al pământului pentru determinarea azimutului, cu ajutorul unei busole sau al unor magnetometre. Ele pot opera numai în sonde netubate, fie în gaura liberă, fie într-o prăjină grea amagnetică, şi în absenţa unor anomalii magnetice. Înclinometrele giroscopice, nefiind influenţate de câmpul magnetic sau de prezenţa unor mase feroase, pot fi utilizate şi în găuri tubate, precum şi în prezenţa altor sonde vecine, forate eventual de pe aceeaşi platformă, în apropierea suprafeţei, unde distanţele dintre ele sunt mici.

Pentru măsurători expeditive, dar lipsite de precizie, se folosesc şi unele dispozitive mecanice sau hidraulice.

2. După *prezenţa sau absenţa unui canal de legătură între aparat şi suprafaţă*, înclinometrele sunt: cu canal de legătură (telemetrice) şi fără canal de transmitere a datelor.

Primele au posibilitatea să transmită datele de deviere la suprafaţă imediat ce sunt măsurate. Din această categorie fac parte înclinometrele introduse cu cablu conductor care transmit la suprafaţă măsurătorile de deviere dintr-un punct sau de-a lungul găurii de sondă în timp ce sunt deplasate, sub forma unor semnale electrice, şi sistemele care efectuează măsurători în timpul forajului, cunoscute sub acronimul MWD (*Measurements While Drilling* – v. cap. 15).

În a doua categorie intră înclinometrele care înregistrează datele primare, acestea devenind disponibile pentru prelucrare abia după ce aparatele sunt extrase la suprafaţă. Ele pot fi introduse cu cablu simplu sau conductor (pentru alimentare şi comandă), dar există şi unele lansate liber în prăjini, cu surse proprii de alimentare. Acestea din urmă sunt extrase cu o coruncă (fac măsurători doar la talpă) sau împreună cu garnitura de prăjini (pot executa măsurători şi în timpul extragerii garniturii, pentru schimbarea sapei, de exemplu).

3. După *modul de înregistrare* există înclinometre cu înregistrare mecanică, hidraulică (pulsaţii de presiune înregistrate), fotografică, magnetică.

Înregistrarea mecanică constă într-o perforatură pe un disc de hârtie sau de aluminiu (în sonde cu temperaturi mari) produsă de un pendul poanson. Pulsaţiile de presiune sunt înregistrate la unele aparate care măsoară doar înclinarea.

Poziţia sondei fixată pe un film foto a fost foarte mult folosită în trecut, dar în prezent se utilizează mai ales memoriile electronice. Aparatele stochează datele măsurate pe memorii interne, sub formă digitală, de unde sunt transferate la suprafaţă direct într-un calculator, eliminând astfel erorile de citire.

4. După *numărul de măsurători* efectuate într-un marş, înclinometrele sunt: monopunct şi multipunct. Primele măsoară parametrii spaţiali – înclinarea şi azimutul – într-un singur punct, cele multipunct în mai multe puncte de-a lungul sondei – aşa numitele staţii. În afara acestora există sisteme care urmăresc poziţia sondei în timpul forajului. Ele măsoară parametrii respectivi practic continuu, dar valorile lor ajung la suprafaţă, sub formă digitală, la anumite intervale de timp, relativ scurte, în funcţie de sistemul de transmitere a datelor.

5. După *numărul de parametri măsuraţi*, înclinometrele mai simple stabilesc doar înclinarea sondelor, dar cele mai multe măsoară atât înclinarea, cât şi azimutul. Unele aparate indică şi un al treilea parametru: orientarea dispozitivului de deviere, mai exact direcţia de acţiune a acestuia.

6. După *modul de introducere*, înclinometrele pot fi lansate cu cablu (conductor sau nu), lăsate să cadă liber în prăjini, introduse cu prăjinile, cu tubingul flexibil ori cu sisteme autotractate. Ultimele trei modalităţi sunt întâlnite la sondele cu înclinări mari, unde instrumentele nu coboară sub greutatea proprie.

7. După *modul de operare* (declanşarea măsurătorii), înclinometrele pot fi: comandate de la suprafaţă, programate în timp (automate), cu senzori magnetici care acţionează când aparatul ajunge în prăjina amagnetică, cu senzori de mişcare (operează după ce aparatul rămâne nemişcat câteva zeci de secunde).

8. După *perioada de măsurare*, înclinometrele pot opera în timpul extragerii, în timpul introducerii, în ambele sensuri de deplasare, în timpul forajului, doar când acesta este oprit.

9. Aparatele care măsoară şi transmit datele în timpul forajului se clasifică şi după *modul de transmitere* a acestora la suprafaţă: prin cablu electric, cu pulsaţii de presiune în noroi, prin unde electromagnetice, cu unde de compresiune (v. cap. 15). Aceste aparate servesc şi la orientarea dispozitivelor de dirijare.

10. După *modul de alimentare cu energie*, unele înclinometre primesc energie de la suprafaţă, prin cablu, altele au surse proprii: baterii galvanice sau alternatoare antrenate de turbine puse în mişcare de noroiul circulat prin prăjini. Ultima variantă se întâlneşte la sistemele de măsurare în timpul forajului; ele operează atunci când debitul de noroi depăşeşte o anumită valoare.

Construcţia înclinometrelor întâlnite în foraj este foarte diversificată, în funcţie de domeniul înclinărilor măsurate, numărul de măsurători posibile, sistemul de operare, diametru, firma constructoare ş.a. Multe dintre ele servesc şi la orientarea dispozitivelor de dirijare.

Unele aparate prelucrează datele primare şi stochează ori transmit la suprafaţă direct coordonatele carteziene. Există şi sisteme care, în funcţie de valoarea parametrilor măsuraţi, comandă dispozitivele de dirijare astfel încât traseul planificat al sondei, eventual cel vertical, să fie menţinut automat.

2. Înclinometre care măsoară doar înclinarea

Folosite de-a lungul timpului pentru simplitatea lor şi costul redus al operaţiei, azi se utilizează doar pe intervale „verticale” şi la adâcimi mici.

Înclinometrul cu acid fluorhidric se pare că este cel mai vechi instrument de măsurare a înclinării unei sonde. La adâncimea dorită se introduce cu cablu, într-o carcasă, o sticluţă umplută parţial cu acid fluorhidric. Dacă sticluţa este lăsată în repaus suficient timp (circa 30 min), acidul reacţionează cu sticla şi lasă o urmă eliptică, când sonda este înclinată, care indică suprafaţa orizontală a lichidului. Unghiul dintre planul elipsei şi planul cercului corespunzător poziţiei

verticale, trasat la unul dintre capetele axei mari a elipsei, reprezintă unghiul de înclinare a sondei.

Mai folosite sunt instrumentele cu pendul (*Totco, AnderDrift, Teledrift*), cu diverse domenii de măsurare. Ele măsoară înclinări relativ mici, în trepte de 0,25º, 0,5º sau 1º, verificând verticalitatea sondei. Sunt montate într-o prăjină grea aflată deasupra sapei ori sunt lansate liber şi extrase cu cablu (există şi un sistem MWD care măsoară doar înclinarea – *TeleShot*). Operaţia nu necesită o prăjină grea amagnetică, nu durează mult şi este puţin costisitoare. De obicei, măsurătoarea se efectuează atunci când se adaugă un pas de avansare.

Figura 1 prezintă schema unui înclinometru *AnderDrift*, care măsoară înclinări până la 5º, în trepte de 0,5º. Instrumentul este montat într-o prăjină grea şi este alcătuit dintr-un pendul, un cap de pulsare, prinse între ele printr-o articulaţie, şi două seturi de inele, corespondente între ele. În timpul forajului, capul de pulsare şi pendulul sunt împinse sub cele două seturi de inele. Când se opresc pompele, ansamblul pendul-cap de pulsare se ridică. Pendulul, rămânând în poziţie verticală, se agaţă de unul dintre inelele inferioare, mai jos dacă înclinarea sondei este mare, mai sus dacă înclinarea este mică. Când se repornesc pompele, ansamblul respectiv este împins în jos şi, la trecerea capului de pulsare prin dreptul inelelor de sus, sunt create nişte pulsaţii de presiune sesizate la suprafaţă, care pot fi numărate sau înregistrate. Numărul pulsaţiilor scade cu înclinarea sondei. În cazul înclinometrului de 5º, când înclinarea sondei este 0º, numărul de pulsaţii este egal cu 11, iar când înclinarea este de 5º, numărul lor este egal cu 1; o pulsaţie corespunde unei trepte de înclinare egală cu 0,5º.

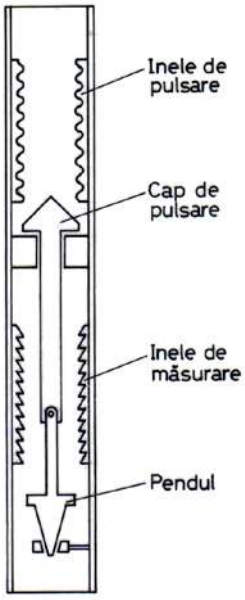

Fig. 1. *Înclinometrul* AnderDrift.

3. Înclinometre magnetice

Aşa cum s-a precizat deja, aceste înclinometre folosesc câmpul magnetic terestru pentru a determina azimutul sondei într-un punct oarecare. Multă vreme s-a folosit în acest scop busola magnetică. Înclinometrele moderne utilizează magnetometre deoarece ele nu au piese în mişcare, sensibile la şocuri, pot fi miniaturizate şi au precizie mai mare. Azimutul măsurat astfel, definit faţă de nordul magnetic, se corectează raportând-l la nordul geografic sau al reţelei.

Există înclinometre magnetice monopunct şi multipunct.

3.1. Înclinometre cu pendul şi busolă

Acestea sunt folosite pentru înclinări nu prea mari, până $30 - 40^{o}$ (fig. 2). Ele conţin un pendul cu care se măsoară înclinarea sondei şi o busolă magnetică pentru măsurarea azimutului. La acestea se adaugă, de obicei, un obiectiv foto şi câteva becuri pentru iluminare, un disc foto (la aparatele monopunct) sau o casetă cu film (la aparatele multipunct), un mecanism de tragere a filmului şi de aprindere a becurilor, în cazul instrumentelor multipunct, un ceas electronic care controlează mecanismul respectiv şi un set de baterii electrice la aparatele autonome. Întreg ansamblu este introdus într-o carcasă amagnetică din alamă sau din aluminiu. Pendulul şi busola sunt imersate într-o cameră cu lichid transparent, care amortizează oscilaţiile. Aceste instrumente sunt numite şi fotoînclinometre.

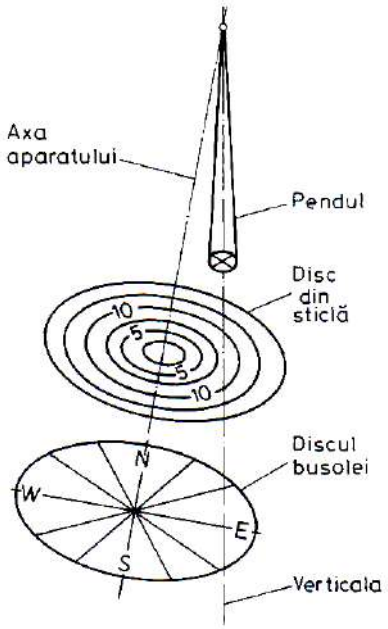

Fig. 2. *Modul de măsurare a înclinării şi azimutului cu un pendul şi o busolă.*

Când înclinometrul se află într-o sondă înclinată, cum pendulul rămâne în poziţie verticală, distanţa dintre vârful lui şi axa aparatului constituie o măsură a înclinării; aceasta se citeşte pe un disc din sticlă pe care sunt gravate cercuri concentrice, gradate corespunzător. Simultan, vârful pendulului se proiectează şi pe discul busolei magnetice, pe care sunt trasate linii radiale gradate.

Imaginea firelor reticulare din vârful pendulului proiectate pe discul de sticlă transparent şi pe cel al busolei este fotografiată expunând filmul prin obiectivul aflat deasupra pendulului câteva zeci de secunde. „Distanţa" dintre centrul imaginii fotografiate şi centrul discului indică înclinarea, iar unghiul format de direcţia imaginii cu direcţia nordului reprezintă azimutul sondei. La suprafaţă, filmul se developează şi, cu ajutorul unei lupe sau al unui proiector, se citesc înclinarea şi azimutul. Unghiul de înclinare se citeşte pe cercurile concentrice la intersecţia imaginii firelor reticulare. Azimutul constituie unghiul la centru dintre raza care trece prin intersecţia amintită şi direcţia nordului magnetic (fig. 3). (Azimutul se citeşte pe cadrane, la stânga sau la dreapta faţă de direcţia nord sau sud, între 0 şi 90°, aşa cum indică figura 3, dar este raportat între 0 şi 360°, în sensul acelor de ceasornic, pentru facilitarea calculelor trigonometrice. În exemplul din figura 3 se citeşte azimutul S55E, dar se înregistrează 125°).

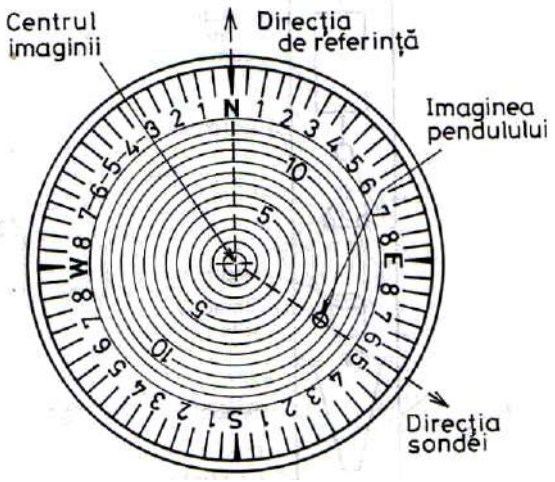

Fig. 3. *Imaginea filmată de un fotoînclinometru cu pendul.*

Fotoînclinometrul *Zmieureanu*, construit şi folosit multă vreme în România, este un înclinometru magnetic multipunct cu pendul. Este introdus cu cablu electric, aparatul fotografic fiind comandat de la suprafaţă. Deoarece are diametrul relativ mare (76 mm) se foloseşte doar în găuri libere. El înregistrează până la 100 poziţii pe un film de 16 mm. S-a construit în două variante, după domeniul de măsurare a înclinării: 0 – 18° şi 0 – 30° (fig. 4).

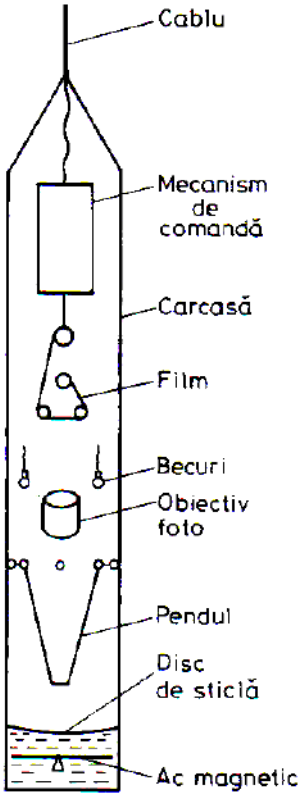

Fig. 4. *Fotoînclinometrul* Zmieureanu.

Pe acul magnetic al busolei este fixat un disc uşor, gradat radial din 5 în 5°, şi marcat cu punctele cardinale. Camera busolei este închisă de un disc de sticlă sferic, pe care sunt gravate cercuri concentrice, cu „distanţa" între ele de 0,5° sau 1° înclinare, numerotate dinspre centru spre exterior. Deasupra busolei este suspendat, prin două inele concentrice care permit libertatea de mişcare în orice direcţie, un pendul format din trei braţe subţiri ce susţin un cerc cu două fire reticulare. În continuare se află obiectivul aparatului fotografic, cu şase becuri pentru iluminare, caseta cu film, un mecanism cu roţi dinţate, lanţuri de transmisie, piedici, un arc servomotor şi un electromagnet.

Măsurătorile se efectuează de jos în sus, când aparatul se extrage. La adâncimile dorite, el este oprit şi, după o scurtă perioadă de liniştire a busolei şi a pendulului, se aprind de la suprafaţă becurile. Se fotografiază astfel poziţia firelor reticulare din vârful pendulului suprapusă peste imaginea discului de sticlă gravat şi peste cea a busolei. După perioada necesară expunerii filmului, se întrerupe curentul electric, electromagnetul eliberează o piedică şi arcul

servomotor trage filmul într-o nouă poziţie. În acelaşi timp se notează, după lungimea cablului, adâncimea de măsurare respectivă. Apoi, aparatul este ridicat în altă staţie şi operaţiile se repetă.

Fotoînclinometrele multipunct Zmieureanu au avantajul că măsurătorile nu depind de un program prestabilit, iar identificarea imaginilor nu suscită dubii, dar construcţia lor mecanică este complicată şi voluminoasă. Precizia este relativ redusă: $0{,}25^o$ pentru înclinare şi 5^o pentru azimut.

Fotoînclinometre programabile *Eastman*, folosite multă vreme şi în România**,** sunt similare cu fotoînclinometrele Zmieureanu, dar sunt miniaturizate, fiind destinate să opereze în interiorul garniturii de foraj, într-o prăjină grea amagnetică. Ele sunt alimentate cu baterii de litiu, rezistente la temperaturi ridicate. Pentru acţionarea aparatului fotografic, ele au un motoraş electric sau un arc, precum şi un ceas electronic care activează sistemul după un program prestabilit. Fotoînclinometrele multipunct au film de 8 sau 10 mm şi pot înregistra sute de imagini.

Cu ceasul electronic se programează perioada de timp, scursă de la introducerea aparatului în sondă, până când sistemul fotografic este activat. În continuare, ceasul controlează intervalele de timp la care se iau imagini (30 s, 1, 2, 4 sau 8 min). Simultan cu ceasul electronic se porneşte şi un cronometru la suprafaţă. Perioada de timp până la activarea aparatului de fotografiat trebuie să fie suficient de mare pentru ca instrumentul să ajungă în prăjina amagnetică şi să se liniştească. Dacă timpul este prea scurt, se vor lua imagini când înclinometrul este în mişcare, iar dacă este prea mare operaţia este întârziată (problema este eliminată cu senzori de mişcare: camera foto operează după 30 sau 60 s de staţionare). Până ce înclinometrul se apropie de capătul garniturii, aceasta poate fi manevrată pentru a evita prinderea ei.

Cu fotoînclinometre Eastman monopunct se măsoară parametrii sondei doar într-un punct al sondei, în prăjina grea amagnetică unde staţionează. Cu cele multipunct se măsoară parametrii de deviere în diverse puncte ale sondei la extragerea garniturii de foraj (aparatul rămâne permanent în prăjina amagnetică). Folosind cronometrul se lasă garnitura nemişcată un anumit timp pentru liniştirea pendulului şi a busolei, şi pentru expunerea filmului (15 s înainte de aprinderea becurilor şi 15 s după). Uneori se lasă garnitura nemişcată suficient timp ca să fie luate două imagini, care trebuie să fie identice. Adâncimile la care se află înclinometrul după extragerea fiecărui pas se corelează cu imaginile de pe film; cele înregistrate când garnitura este în mişcare sunt ignorate.

Înclinometrele Eastman cu domeniul de măsurare mai mare, până la 90^o, au în locul pendulului un cilindru transparent gol, cu o masă excentrică laterală, suspendat de-a lungul axei într-o ramă. Acesta are un ax coliniar cu axa aparatului, ax care se poate mişca liber în două lagăre. Capetele ramei sunt unite cu un fir reticular. Cilindrul are o fereastră laterală gradată de la 0 la 100^o, gradaţii care semnifică unghiuri la centru, cu un fir reticular pe mijloc. În interiorul cilindrului se află suspendată o busolă magnetică, gradată corespunzător.

3.2. Înclinometre cu accelerometre şi magnetometre

Accelerometrele sunt aparate care măsoară de obicei acceleraţia liniară. În prezenţa unui integrator, ele pot furniza viteza liniară, iar printr-o dublă integrare oferă şi deplasarea liniară.

Măsurând componentele câmpului gravitaţional al pământului în raport cu carcasa unui înclinometru, accelerometrele permit să se determine poziţia acestuia în raport cu verticala – direcţia acceleraţiei gravitaţionale $\overline{g}$.

Accelerometrele servesc şi la măsurarea vibraţiilor laterale, torsionale sau longitudinale din garnitura de foraj, inclusiv a celor din prăjinile grele sau de la sapă. Vibraţiile reduc durata de lucru a prăjinilor şi a sapei. Mărimea lor este un indicator al gradului de uzură a sapei şi al intensităţii unor fenomene mai puţin dorite: săltarea sapei de pe talpă, fenomenul de înţepenire-desprindere (*stick-slip*), mişcarea de vârtej a sapei, prezentă mai ales la sapele cu PDC.

Elementul sensibil al unui accelerometru îl reprezită o masă inerţială căreia i se măsoară deplasarea (sau tendinţa de deplasare) provocată de forţa creată de acceleraţia aplicată asupra ei.

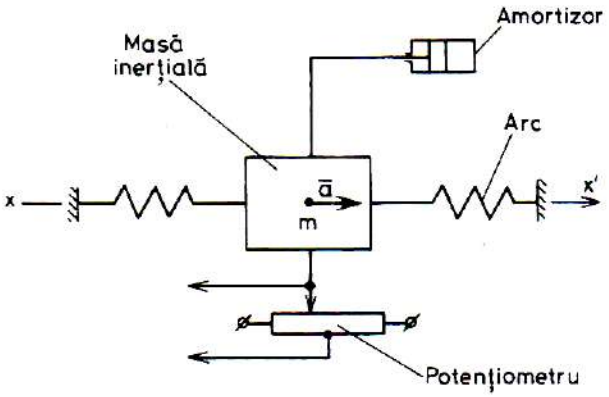

Fig. 5. *Schema unui accelerometru liniar.*

În schema cea mai simplă, masa este fixată de carcasa aparatului prin intermediul a două arce şi se poate deplasa după axa *xx′*, numită axă de sensibilitate (fig. 5). Sub acţiunea unei acceleraţii liniare, masa se deplasează până ce componenta forţei de inerţie de-a lungul axei *xx′* echilibrează forţa de rezistenţă a arcurilor. Deplasarea liniară este proporţională cu componenta acceleraţiei după direcţia deplasării. Mărimea respectivă se transformă într-un semnal electric, măsurat, de exemplu, potenţiometric. Oscilaţiile se pot elimina cu un amortizor.

Există multe tipuri de accelerometre. În figura este 6 prezentată schema unui accelerometru cu pendul cu echilibrarea forţei (servo) de tip capacitiv, *Q-Flex*, folosit la măsurarea acceleraţiei gravitaţionale.

Un astfel de accelerometru are o masă inerţială fixată pe un pendul din cuarţ, un material foarte stabil termic (are coeficientul de dilatare termică de 20 ori mai mic decât oţelul şi erorile cauzate de dilatarea termică sunt foarte mici). Pe masa inerţială este înfăşurată o bobină. Când prin ea circulă un curent electric el interacţionează cu câmpul magnetic creat de doi magneţi permanenţi ficşi. Capătul inferior al pendulului, plat, cu feţele metalizate, se află între două plăci fixe, cu care formează doi condensatori.

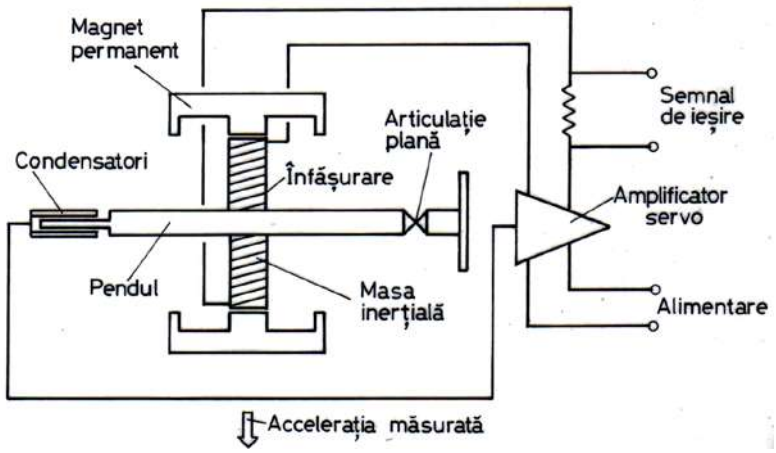

Fig. 6. *Accelerometru monoaxial* Q-Flex.

Când pendulul este centrat, capacităţile celor doi condensatori sunt egale. Dacă intervine o acceleraţie de-a lungul axei de sensibilitate a accelerometrului, perpendiculară pe plăcile condensatorilor, care deplasează pendulul (el poate oscila doar într-un singur plan), una dintre capacităţi creşte, iar cealaltă scade. Apare un semnal preluat şi amplificat de un sistem servo, care la rândul lui generează un curent ce trece prin bobină. Acest curent creează o forţă care readuce pendulul în poziţia iniţială. Căderea de tensiune creată de curentul din bobină este proporţională cu mărimea acceleraţiei şi poate fi măsurată potenţiometric.

Cu trei accelerometre ortogonale, solidare cu carcasa înclinometrului, se determină cele trei componente ale acceleraţiei gravitaţionale $\overline{g}$ şi poziţia carcasei în raport cu direcţia lui $\overline{g}$ (vezi mai jos paragraful 7).

Când mărimea g este cunoscută într-un anumit punct din alte surse, pentru stabilirea înclinării sunt suficiente doar două accelerometre (vezi mai jos formula (4)), dar, pentru a putea identifica eventuale erori, se folosesc de regulă trei accelerometre.

Se construiesc accelerometre biaxiale şi triaxiale, cu două, respectiv trei axe de sensibilitate. Pentru vibraţii, care presupun acceleraţii mari, se folosesc accelerometre piezoelectrice.

Magnetometrele sunt aparate care detectează şi măsoară intensitatea câmpului magnetic pe anumite direcţii.

Pentru măsurarea intensităţii şi a direcţiei câmpului magnetic al pământului în timpul forajului se utilizează magnetometrele inductive, deoarece ele nu au piese în mişcare, nu sunt sensibile la vibraţii şi au dimensiunile relativ mici. Ele convertesc inducţia magnetică în semnale electrice măsurabile.

În principiu, un magnetometru constă într-un miez susceptibil magnetic cu două înfăşurări în jurul lui. Cea de excitaţie, primară, este alimentată în curent alternativ şi creează în miez un câmp variabil de saturaţie magnetică: magnetizat, nemagnetizat, magnetizat în sens contrar, nemagnetizat ş.a.m.d. În cea de-a doua înfăşurare, secundară, se induce un curent electric, care poate fi măsurat.

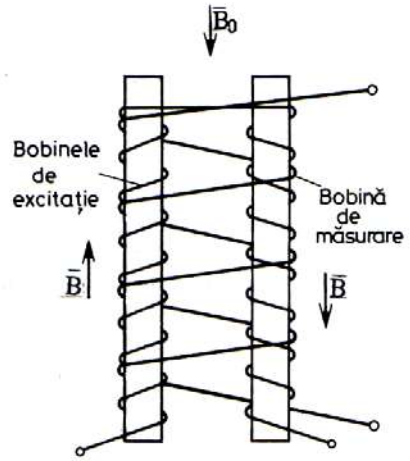

Fig. 7. *Magnetometru* flux-gate.

Dacă se folosesc două miezuri paralele peste care trece aceeaşi înfăşurare primară dar în sensuri inverse, ele se magnetizează în opoziţie unul faţă de celălalt. Ca rezultat, în înfăşurarea secundară care trece peste ambele miezuri curentul de inducţie va fi nul, dacă miezurile şi înfăşurările primare sunt identice.

Când acest ansamblu, numit magnetometru *flux-gate* (fig. 7), se află într-un câmp magnetic exterior, mai slab decât cel creat de curentul de inducţie, el amplifică intensitatea câmpului magnetic într-un miez şi-o slăbeşte pe cea din al doilea miez, fenomen care se petrece alternativ. Din această cauză în înfăşurarea secundară se produce un curent electric măsurabil, proporţional cu intensitatea câmpului magnetic exterior pe o direcţie paralelă cu cea a miezurilor.

Cu trei astfel de magnetometre montate ortogonal, sau unul triaxial, se pot măsura componentele câmpului magnetic exterior, în speţă ale câmpului magnetic terestru, pe trei direcţii ortogonale. Cu cele trei componente se poate calcula intensitatea totală a câmpului magnetic exterior şi direcţia vectorului cu intensitatea respectivă în raport cu oricare dintre direcţiile celor trei componente.

Printre numeroasele aplicaţii ale magnetometrelor se notează: măsurarea câmpului magnetic terestru într-un punct oarecare de pe suprafaţa pământului, direcţia lui faţă de nordul geografic şi înclinarea faţă de orizontală, identificarea unor anomalii magnetice, care pot semnifica existenţa unor mase fieroase.

Dacă pe aceleaşi direcţii cu magnetometrele se montează şi trei accelerometre, se măsoară simultan componentele celor două câmpuri, gravitaţional şi magnetic. Cu cele trei componente ale vectorului gravitaţional $\overline{g}$ şi cele trei ale vectorului câmpului magnetic terestru $\overline{B}$ se pot determina direcţiile vectorilor respectivi în raport cu axa instrumentului de măsurare, considerată, în acest caz, identică cu cea a sondei, şi în final înclinarea şi azimutul sondei (v. par. 7).

Se determină totodată şi mărimile celor doi vectori. În cazul că ele sunt sensibil diferite de cele normale în acea zonă, fie sunt prezente nişte anomalii externe în cele două câmpuri, fie instrumentul nu funcţionează corect.

Figura 8 prezintă schema de amplasare a acceleratoarelor şi magnetometrelor într-un instrument de măsurare a devierii sondelor. „Cheia" care serveşte la orientarea dispozitivelor de dirijare se află pe direcţia unuia dintre magnetometrele montate perpendicular pe axa înclinometrului, în figură pe direcţia axei *y*.

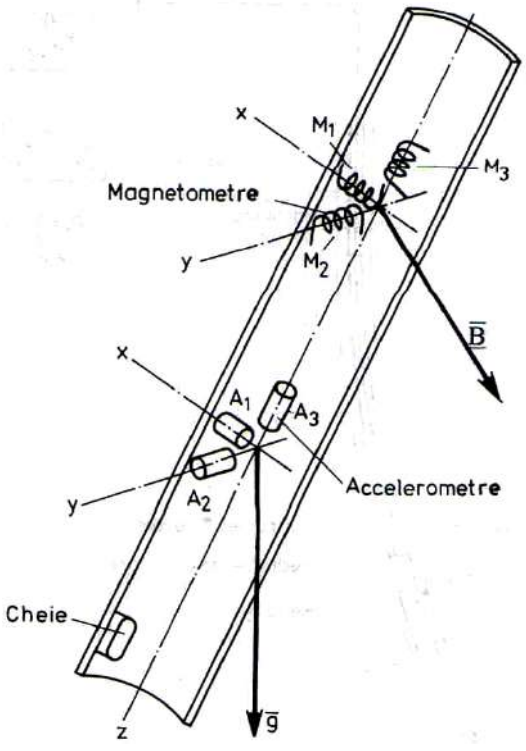

Fig. 8. *Aranjamentul senzorilor*
într-un instrument de măsurare a devierii.

Accelerometrele şi magnetometrele se folosesc în prezent la aparatele introduse cu cablu sau lansate liber în prăjini; sunt aşa numitele *sisteme electronice multipunct.* Ele au înlocuit treptat fotoînclinometrele. Datele, înregistrate pe memorie magnetică, sunt transferate la suprafaţă, printr-o interfaţă adecvată, într-un calculator care le prelucrează. Aparatele sunt capabile să identifice şi unele erori (de centrare, de încovoiere a prăjinilor din ansamblul în care sunt montate), aplicând corecţiile necesare. Se aplică de regulă şi corecţia de declinaţie magnetică.

Accelerometrele şi magnetometrele sunt folosite pe scară largă şi la sistemele de măsurare a devierii sondelor în timpul forajului.

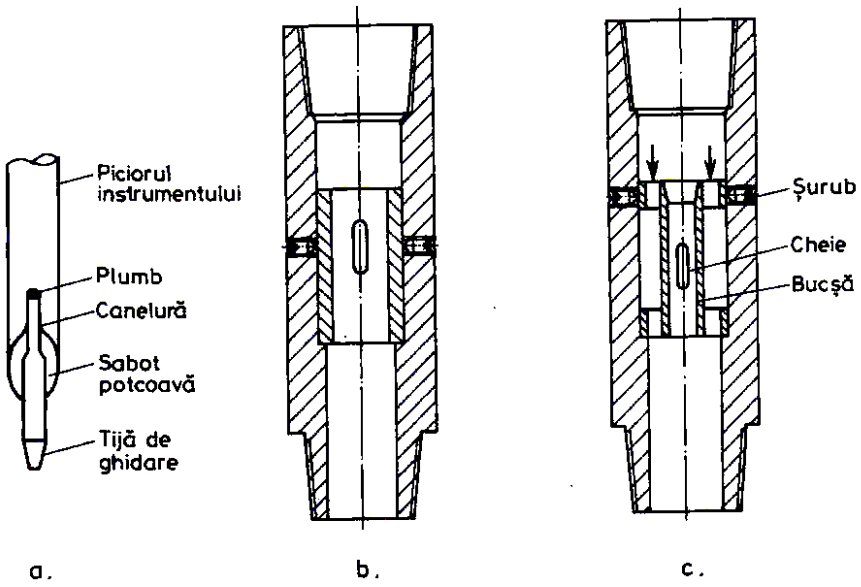

Fig. 9. *Sabotul cu potcoavă a instrumentului de dirijare (a) şi reducţiile de orientare (b şi c).*

Dacă unul dintre magnetometrele şi accelerometrele transversale este orientat în direcţia de acţiune a motorului submersibil, este posibil să se determine, magnetic, sau gravitaţional, orientarea acestei direcţii. În acest scop, instrumentul este prevăzut la capătul inferior cu un sabot oblic, ca o potcoavă, cu o canelură care corespunde magnetometrului (accelerometrului) de orientare (fig. 9, *a*).

Ajuns în reducţia de orientare, înşurubată deasupra motorului submersibil dezaxat, sau a altui sistem de dirijare, aparatul se roteşte sub greutatea proprie (eventual prin pompare) până ce cheia bucşei din reducţie pătrunde în canelura din sabotul instrumentului: acesta se autoorientează.

Figura 9, *b* prezintă o reducţie de orientare simplă, care nu permite circulaţia în timpul măsurării, iar figura 9, *c* o reducţie de orientare dublă, prin care se poate circula. Prima se foloseşte doar pentru măsurători şi orientări periodice,

executate după ce se forează un anumit interval, de obicei pe lungimea bucăţii sau pasului de avansare, dar şi la orientarea unei pene de deviere, de exemplu.

La înclinări mici, sub 5°, orientarea feţei de acţiune a motorului de dirijare se stabileşte magnetic, deoarece azimutul sondei nu este bine definit. La înclinări mai mari, direcţia de acţiune a motorului se determină gravitaţional, cu mai multă precizie, şi se defineşte printr-un unghi măsurat la stânga sau la dreapta unui plan vertical care conţine direcţia sus-jos a sondei, cu sensul pozitiv în sus (v. par. 7).

4. Înclinometre giroscopice

Giroscoapele sunt dispozitive care servesc la menţinerea sau măsurarea orientării unor corpuri în mişcare. Giroscoapele clasice, convenţionale, au ca element esenţial o masă, un rotor, care rotindu-se cu o viteză relativ mare în jurul unei axe tinde să reziste la schimbarea orientării, să-şi menţină direcţia axei de rotaţie datorită conservării momentului cinetic al masei.

Dacă masa respectivă este montată în carcasa unui aparat printr-un sistem care-i permite libertatea necesară, el îşi menţine axa de rotaţie în spaţiu indiferent de poziţia carcasei. Când axa de rotaţie este dirijată după direcţia nordului geografic, unghiul dintre această axă şi cea a carcasei constituie azimutul carcasei. În particular, dacă axa carcasei coincide, ori este paralelă, cu axa sondei în care este introdusă, atunci azimutul respectiv este chiar azimutul sondei.

Figura 10 prezintă schema unui giroscop convenţional, liber, prevăzut cu un disc pentru măsurarea azimutului.

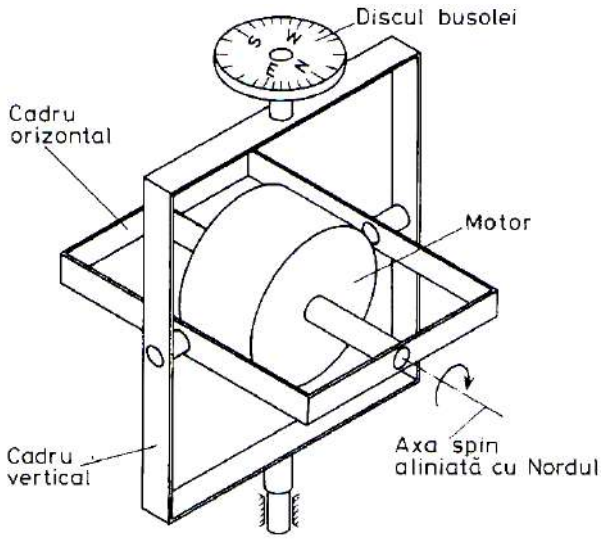

Fig. 10. *Schema giroscopului*.

Un motor în scurt circuit, alimentat în curent alternativ de înaltă frecvenţă şi rotit cu peste 10 000 rot/min, este montat în carcasa aparatului prin intermediul a două cadre, unul interior (orizontal în figură) şi al doilea exterior (cel vertical). Motorul are trei grade de libertate: în jurul axei proprii (numită axa spin sau axa giroscopului), împreună cu cadrul interior, în jurul unei axe orizontale perpendiculare pe axa spin şi împreună cu cadrul exterior în jurul axei verticale. Sistemul motor-cadre este echilibrat static dacă centrul lui de greutate coincide cu punctul de intersecţie a celor trei axe ortogonale.

Solidar cu axa cadrului exterior se află un disc cu roza vânturilor. În dreptul discului, pe carcasă, se găseşte o coroană circulară cu un vernier, pentru citiri mai precise ale azimutului, şi un reper.

.

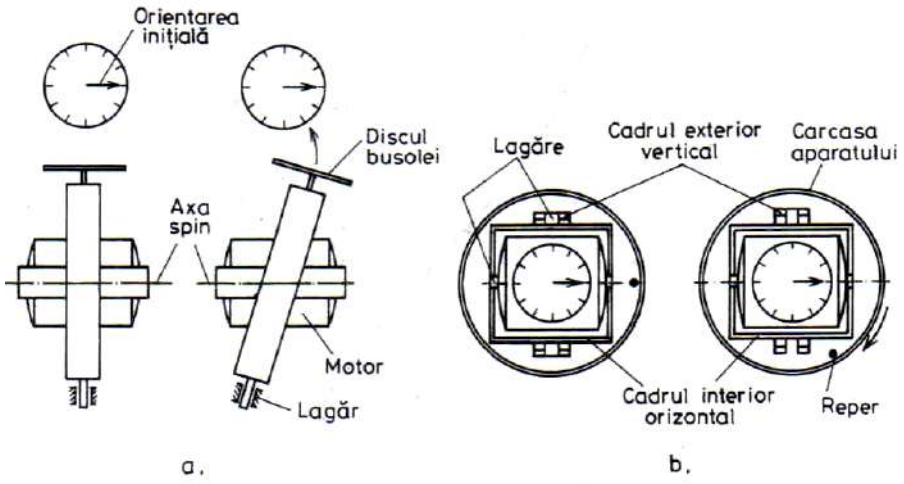

Fig. 11. *Stabilitatea giroscopului:*
a – la schimbarea înclinării; b – la schimbarea azimutului.

Dacă iniţial axa spin este orizontală şi axa aparatului verticală, atunci direcţia de pe disc paralelă cu axa spin (direcţia nordului geografic, de exemplu) rămâne în acelaşi plan vertical cu axa spin când discul împreună cu aparatul se înclină într-o parte sau alta (fig. 11, *a*) ori când acesta se roteşte (fig. 11, *b*). Cadrul interior rămâne permanent orizontal, iar cel vertical doar se înclină: nu se roteşte odată cu aparatul.

Înainte de a fi introdus în sondă, cu aparatul în poziţie verticală, se orientează axa spin în direcţia nordului (sau o altă direcţie orizontală cunoscută) şi se roteşte carcasa aparatului astfel încât un reper de pe marginea lui (zeroul vernierului de pe coroana circulară) să coincidă cu direcţia nordului. Axa spin se aliniază pe direcţia nordului geografic înainte ca aparatul să fie introdus în sondă (după ce giroscopul este „încălzit”, 10 – 20 min). Dacă axa spin îşi menţine direcţia iniţială când aparatul este introdus în sondă, unghiul dintre

această direcţie şi axa aparatului reprezintă azimutul sondei, admiţând că axa aparatului este aliniată cu cea a sondei.

La multe înclinometre, inclusiv la cele Eastman, busola giroscopică reprezintă un modul care înlocuieşte busola magnetică. Prin fotografiere, peste imaginea discului cu roza vânturilor se suprapune cea a pendulului, ceea ce permite să se stabilească înclinarea şi orientarea sondei. Există sisteme electronice care elimină şi pendulul, şi discul busolei.

Din cauza unor dezechilibrări mecanice, a frecărilor din lagăre şi cu aerul, dar mai ales a rotaţiei diurne a pământului, axa spin nu-şi păstrează direcţia în timp; ea capătă o mişcare de precesie, conică. Diferenţa de azimut dintre direcţia iniţială de orientare şi direcţia axei spin la un moment dat constituie *deriva* (*abaterea*) aparatului. Ea poate ajunge la câteva grade pe oră, ponderea principală fiind dată de rotaţia pământului. Aceasta depinde de latitudine: este zero la ecuator şi ajunge la 15°/h la poli (360°/24 h) – figura 12.

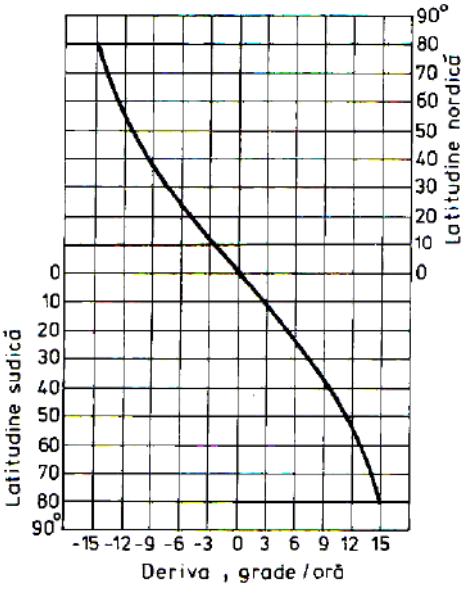

Fig. 12. *Deriva provocată de rotaţia pământului.*

Deriva unui giroscop poate fi micşorată prin mărirea momentului de inerţie al rotorului, prin creşterea turaţiei şi prin diminuarea momentelor date de forţele perturbatoare (frecări, dezechilibrări mecanice). Deoarece dimensiunile transversale sunt reduse, specifice aparatelor introduse în sonde, momentul de inerţie al rotorului, dependent de masa şi dimensiunile lui, este limitat; rămân doar celelalte două posibilităţi de creştere a stabilităţii.

La aparatele monopunct, presupunând că viteza de creştere a derivei este constantă în timp, azimutul măsurătorii poate fi corectat, prin interpolare, dacă se măsoară deriva finală – după extragerea aparatului – şi se cronometrează

durata operaţiei, din momentul pornirii până în momentul măsurătorii. La aparate multipunct, deriva se calculează luând mai multe imagini în acelaşi punct şi cronometrând momentele când acestea sunt luate. În general, corecţiile ce trebuie făcute sunt destul de complicate şi erorile nu pot fi complet îndepărtate.

Pentru a reduce deriva, giroscoapele obişnuite se folosesc la latitudini mai mici de 70^o, în sonde nu prea adânci, iar măsurătorile se execută la introducere (pentru a micşora durata operaţiei, faţă de momentul pornirii).

Cum axa spin este orientată în plan orizontal, la înclinări mari ale sondelor intervine şi o abatere spaţială. Aceasta se diminuează dacă aparatul se orientează iniţial în direcţia sondei, presupusă cunoscută, şi nu în direcţia nordului. Procedeul este folosit la sonde cu înclinări mai mari de 10^o.

Dezavantajele giroscoapelor convenţionale sunt: necesitatea alinierii iniţiale, cu erorile inerente ce pot fi introduse, necesitatea corectării derivei, erorile cauzate de alinierea imprecisă a giroscopului în carcasa aparatului, sensibilitatea la şocuri şi vibraţii, fragilitatea cadrelor, ceea ce le face improprii la măsurători în timpul forajului.

În prezent sunt uzuale giroscoapele cunoscute sub numele *rate gyro*, care măsoară viteza unghiulară. Dacă ele măsoară viteza de rotaţie a pământului într-un punct cu latitudinea cunoscută, simultan cu gravitaţia măsurată de un accelerometru, sistemele respective pot determina direcţia nordului geografic în raport cu axa aparatului. Aceste sisteme sunt cunoscute şi sub numele de giroscoape care caută nordul (*north seeaking gyroscopes*, în l. engleză). Ele stabilesc totodată înclinarea sondei, precum şi orientarea poziţiei superioare a sondei în raport cu o axă de referinţă perpendiculară pe axa sondei.

Giroscoapele *rate gyro* folosite la înclinometre măsoară în fiecare staţie viteza de rotaţie a pământului Ω_p şi unghiul dintre direcţia componentei orizontale a vectorului de rotaţie a pământului Ω cu axa sondei. Componenta orizontală, care indică direcţia nordului geografic, se poate calcula dacă este cunoscută latitudinea locului λ, cu relaţia: $\Omega = \Omega_p \cos\lambda$ (fig. 13).

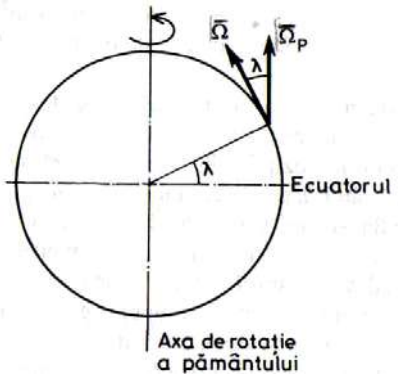

Fig. 13. *Rotaţia pământului în jurul axei proprii.*

Aceste giroscoape nu necesită o aliniere iniţială şi pot fi încorporate în sisteme MWD.

În figura 14 este prezentă schema unui astfel de giroscop [2, 20]. Un motor acţionează rotorul spin aliniat cu axa aparatului, la 12 000 rot/min, printr-o legătură universală. Rotorul nu mai este liber să-şi schimbe orientarea în raport cu axa aparatului, ca la giroscoapele obişnuite. Tendinţa lui de precesie în raport cu două axe perpendiculare aflate într-un plan perpendicular pe axa aparatului, planul de sensibilitate a rotorului, este împiedicată şi măsurată cu ajutorul a doi senzori de moment. Momentele exterioare necesare pentru menţinerea poziţiei iniţiale a rotorului sunt proporţionale cu vitezele de rotaţie a aparatului faţă de cele două axe, astfel că giroscopul este un dispozitiv de măsurare a vitezei unghiulare [14].

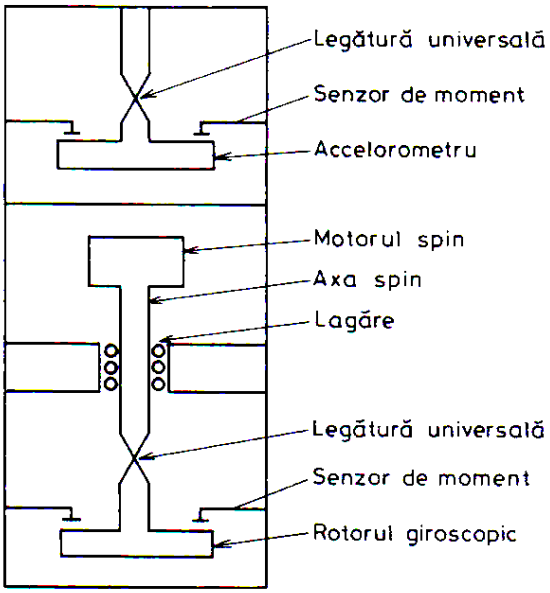

Fig. 14. *Schema unui giroscop care caută automat direcţia nordului geografic.*

Când aparatul este lăsat nemişcat, tendinţa lui de mişcare în jurul celor două axe este provocată doar de rotaţia pământului. În această situaţie, momentele necesare pentru menţinerea rotorului în poziţia neutră se corelează numai cu viteza de rotaţie a pământului şi sunt măsurate de cei doi senzori.

În acelaşi timp, un accelerometru măsoară componentele câmpului gravitaţional, pe direcţiile aceloraşi axe dintr-un plan perpendicular pe axa aparatului, g_x şi g_y. Cu ajutorul celor două componente se determină înclinarea sondei şi poziţia părţii superioare a sondei. Combinând componentele câmpului gravitaţi-

onal cu componenta vitezei de rotaţie a pământului pe direcţia nordului geografic Ω, se calculează azimutul sondei [20].

Timpul de staţionare cu aceste giroscoape este mai mic decât la cele obişnuite, sub 1 min, iar precizia de măsurare este foarte ridicată. Precizia se reduce, de obicei, cu înclinarea sondei şi cu latitudinea locului geografic (spre poli componenta orizontală Ω se micşorează, până la anulare).

Pentru măsurarea devierii sondelor au început să se utilizeze şi *giroscoapele optice*. Ele au apărut după 1960 şi sunt folosite în navigaţie, aviaţie, la dirijarea rachetelor şi a torpilelor, la trageri de artilerie, la conducerea automobilelor cu ajutorul GPS, la stabilizarea camerelor de luat vederi când se filmează dintr-un elicopter, de exemplu, în robotică şi în multe alte domenii. Ele nu au piese în mişcare, au stabilitate şi sensibilitate foarte mari, nu necesită un timp pentru „încălzire", au viteză mare de reacţie, sunt insensibile la şocuri şi vibraţii, la influenţe electromagnetice, nu au nevoie de reparaţii şi calibrări dese. În foraj, ele nu necesită prăjini grele amagnetice şi pot fi amplasate aproape de sapă.

Giroscoapele optice folosesc efectul Sagnac, semnalat în 1913: când două raze de lumină parcurg acelaşi drum optic închis, una în sensul acelor de ceasornic şi cealaltă în sens invers, iar întreg ansamblu este rotit, cele două raze ajung în acelaşi punct cu o anumită diferenţă de timp, deoarece drumurile parcurse sunt diferite, ceea ce se reflectă într-o diferenţă de fază, proporţională cu viteza de rotaţie a ansamblului. Efectul respectiv este extrem de mic, având în vedere viteza foarte mare de propagare a luminii, dar există diverse mijloace de amplificare a lui.

Există două tipuri de giroscoape optice: cu laser inelar (RLG – *ring laser gyroscope*) şi cu fibre optice (FOG – *fiber optic gyroscope*); primul tip este folosit deja pentru măsurarea devierii sondelor de firma Baker-Hughes sub numele de RIGS (*Ring Laser Inertial Guidance Surveyer*), dar sunt încercări de introducere şi a celui de a doilea tip [8, 10, 12, 13, 15].

Giroscopul cu laser inelar foloseşte o cavitate cu laser în circuitul luminii pentru mări intensitatea efectului Sagnac. El constă într-un bloc de cuarţ sau dintr-un material ceramic, triunghiular ori pătrat, un sistem de oglinzi reflectante, un sistem format din doi anozi şi un catod care provoacă descărcări în gaze, o prismă de refracţie şi un sistem de citire (fig. 15). În blocul solid există nişte canale de propagare a luminii pline cu un amestec gazos heliu-neon. Stimulat de descărcările electrice, amestecul respectiv generează raze de lumină coerente, de tipul laser, care se propagă atât în sensul acelor de ceasornic, cât şi în sens contrar. Ele sunt reflectate selectiv, într-o anumită bandă de frecvenţă, de oglinzile din colţurile blocului şi parcurg de mai multe ori circuitul respectiv până se ajunge la rezonanţă. Datorită efectului Sagnac frecvenţa de rezonanţă se modifică atunci când sistemul se roteşte. O mică parte din radiaţia laser scapă prin oglinda de ieşire, care are o anumită transmisivitate, ajunge la o prismă de refracţie şi se întâlneşte cu raza de lumină venită din sens contrar. Între ele există o anumită diferenţă de frecvenţă, care poate fi măsurată [9].

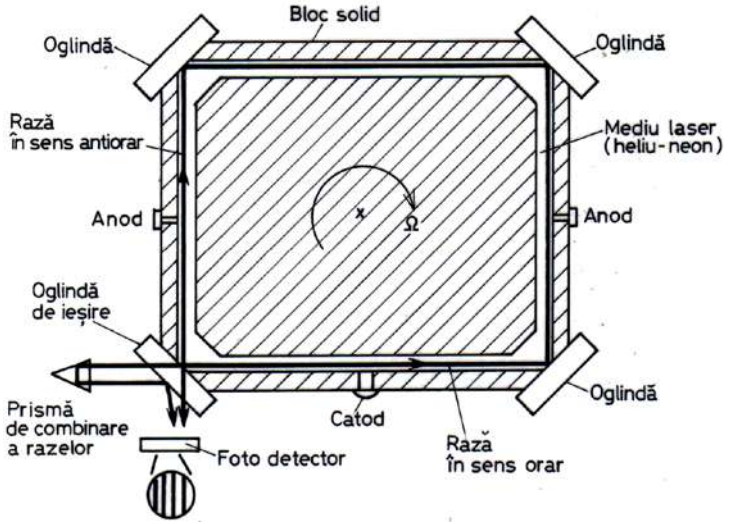

Fig. 15. *Schema unui giroscop cu laser inelar.*

Diferenţa de frecvenţă Δf se corelează cu turaţia Ω. Se demonstrează că:

$$\Delta f = \frac{4A\Omega}{P\lambda}, \tag{1}$$

unde: A este aria închisă de circuitul optic, P – perimetrul inelului şi λ – lungimea de undă a laserului (633 nm pentru laserul heliu-neon).

Din formula de mai sus se constată că la turaţii cum este cea de rotaţie a pământului – 360^o/zi = $7{,}27 \cdot 10^{-5}$ s^{-1} –, frecvenţele sunt măsurabile cu mijloace electronice uzuale. Astfel, pentru un laser pătrat cu latura de 4 cm, aria este 16 cm^2 şi perimetrul 16 cm. Din formula (1), rezultă $\Delta f = 4{,}6$ Hz.

Precizia unui astfel de giroscop scade când dimensiunile lui se reduc.

În general, giroscoapele cu laser inelar presupun o execuţie şi un montaj destul de pretenţioase. Ele pot manifesta şi un fenomen de blocaj al frecvenţelor (cele două raze oscilează cu aceeaşi frecvenţă).

Giroscoapele cu fibre optice sunt la rândul lor de două tipuri: interferometrice (I-FOG) şi de rezonanţă (R-FOG).

Primul tip este comercial. El foloseşte ca mediu de propagare a luminii o fibră optică înfăşurată sub forma unei bobine. Dacă două raze de lumină se propagă de-a lungul fibrei în sens contrar, atunci când ansamblul este rotit ele ajung la un receptor cu o diferenţă de fază $\Delta\varphi$ proporţională cu turaţia:

$$\Delta\varphi = \frac{8\pi^2 R^2 \Omega}{c\lambda}, \tag{2}$$

unde: R este raza buclei, c – viteza luminii şi λ – lungimea de undă a razelor.

Pentru o buclă cu diametrul de 4 cm, viteza luminii $c = 3 \cdot 10^8$ m/s şi lungimea de undă $\lambda = 850$ nm (o valoare tipică), rezultă $\Delta\varphi = 9 \cdot 10^{-9}$ rad, o mărime foarte mică. O cale de amplificare a fenomenului constă în creşterea numărului de bucle, de aceea lungimea totală a fibrei optice poate ajunge la 4 – 5 km.

Diferenţa de fază se măsoară cu mijloace interferometrice.

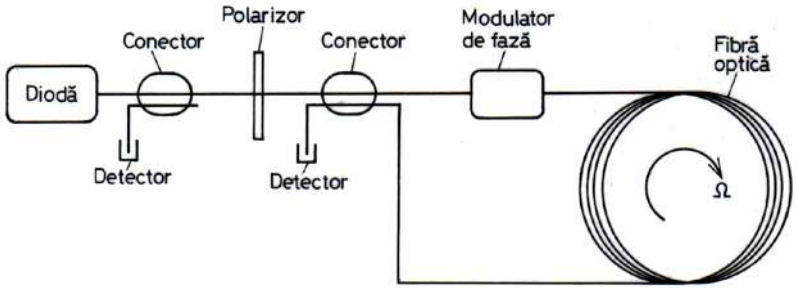

Fig. 16. *Schema unui giroscop cu fibre optice*.

În figura 16 este prezentată schema unui giroscop interferometric cu fibră optică [16]. Ca sursă de lumină coerentă se foloseşte o diodă superluminiscentă. Deoarece diferenţa de fază produsă ca urmare a rotaţiei este foarte mică, cele două raze de lumină trebuie să se propage în fibra optică exact pe acelaşi drum şi în acelaşi mod (să fie reciproce). Chiar în repaus, există o oarecare diferenţă între două raze din cauza modului diferit de propagare pentru fiecare stare de polarizare, ceea ce duce la fluctuaţii. Pentru a rezolva problema se foloseşte un polarizor, astfel ca ambele unde să aibă exact aceeaşi polarizare. Deoarece caracteristicile de transmisie şi cuplare pot fi diferite sunt prezente două dispozitive de cuplare şi două detectoare care măsoară cele două unde în mod reciproc. Un modulator creează o diferenţă de fază egală cu $\pi/2$ între cele două unde, mărind sensibilitatea măsurătorii: la turaţie zero, gradientul este maxim şi nu zero.

Acest tip de giroscoape sunt mai ieftine şi mai fiabile decât cele precedente, dar au o sensibilitate mai redusă.

Giroscoapele de rezonanţă cu fibre optice folosesc fibra optică drept cavitate pasivă de rezonanţă. Ele au sensibilitatea foarte ridicată a giroscoapelor inelare cu laser, nu necesită lungimea foarte mare a fibrei optice de la giroscoapele anterioare, interferometrice, dar sursa de lumină trebuie să aibă o coerenţă foarte ridicată şi o stabilitate foarte mare a lungimii de undă. Încă nu s-au răspândit.

Tot din categoria giroscoapelor fără rotor fac parte şi cele cu dimensiuni micrometrice, fabricate prin nanotehnologie din silicon. Sunt dispozitive integrate mecanic şi electric, cunoscute sub numele de MEMS (*Micro-Electro-Mechanical-Systems)*. Pentru măsurători de deviere, în ansambluri cu accelerometre, s-au încercat în laborator giroscoape cu rezonator, care folosesc efectul Coriolis. Pe lângă dimensiunile lor foarte mici, ele au şi avantajul rezistenţei la şocuri şi vibraţii; au şi o precizie ridicată [4, 5].

5. Comparaţii între instrumentele magnetice şi cele giroscopice

Înclinometrele magnetice sunt folosite într-o măsură mai mare decât cele giroscopice, deoarece sunt mai comode, mai stabile, nu necesită reparaţii şi recalibrări dese, iar operaţiile efectuate cu ele sunt sensibil mai ieftine. La măsurători în timpul forajului, sistemele cu magnetometre şi accelerometre, fără elemente mobile, rezistente la şocuri şi vibraţii, sunt practic singurele utilizate.

Sunt însă situaţii când înclinometrele magnetice nu pot fi folosite: în coloane de burlane, în prăjini sau tubing, în vecinătatea unor sonde deja tubate (la adâncimi reduse pe platforme cu mai multe sonde), în prezenţa unor roci cu anomalii magnetice, la ieşirea orientată din coloane prin frezarea unei ferestre, din cauza influenţelor magnetice provocate de vecinătatea corpurilor feroase. În astfel de situaţii se folosesc înclinometre giroscopice introduse cu cablu, de obicei monopunct. În lipsa acestora, se forează fără orientare, dar traseul trebuie adesea corectat, ceea ce presupune timpi pierduţi.

Avantajul esenţial al sistemelor giroscopice îl constituie faptul că ele indică nordul geografic şi nu pe cel magnetic. Cum s-a mai spus, nordul magnetic se deplasează continuu în timp şi în spaţiu, iar măsurătorile magnetice sunt supuse unor influenţe externe, precum cele date de mineralele feroase din crusta terestră, de fluctuaţiile magnetice diurne datorită activităţii solare, de magnetizarea prăjinilor în timp, de vecinătatea unor corpuri feroase. În absenţa acestor influenţe, erorile sistematice sunt relativ mici. Erorile predominante în cazul giroscoapelor au un caracter aleatoriu şi se compensează reciproc în mare măsură, ceea ce conferă o încredere mai mare măsurătorilor efectuate cu giroscopul.

Acolo unde există incertitudini privind măsurătorile magnetice, sunt recomandate uneori măsurători de verificare giroscopice; în prezenţa unor anomalii magnetice, diferenţele între traseele calculate cu datele măsurate cu aparate magnetice şi cu instrumente giroscopice pot fi de ordinul zecilor de metri.

Există eforturi de extindere a giroscopelor şi a sistemelor care le includ în timpul forajului, deoarece ele au o precizie mult mai mare decât cele magnetice, domeniul lor de utilizare are mai puţine limitări şi pot fi amplasate mai aproape de sapă. Măsurătorile se efectuează atunci când sistemele giroscopice sunt în repaus, la adăugarea pasului ori a bucăţii de avansare. În restul timpului, ele sunt oprite, menajând şi bateriile de alimentare cu energie [1, 3, 4 – 7].

Se întâlnesc şi sisteme MWD combinate, giroscopice şi magnetice. La ieşirea dintr-o coloană de burlane, de exemplu, iniţial funcţionează sistemul giroscopic, apoi, după ce influenţa coloanei dispare se activează sistemul magnetic.

Se reaminteşte că precizia giroscoapelor scade dramatic când dimensiunile lor se reduc, inclusiv la cele optice; excepţie fac doar cele MEMS.

Atât precizia măsurătorilor magnetice, cât şi a celor giroscopice se reduce pe măsură ce latitudinea geografică creşte. Componenta orizontală a câmpului magnetic se anulează la polul nord magnetic, iar componenta orizontală a vectorului de rotaţie a pământului se anulează la polulul nord geografic.

6. Sisteme inerţiale

Sistemele de navigaţie inerţiale stabilesc locul unde se află un corp în mişcare, viteza şi poziţia lui în spaţiu, dacă aceşti trei parametri sunt cunoscuţi într-un punct de pornire, cu ajutorul unor senzori montaţi chiar pe corpul respectiv prin integrarea, în timp, a acceleraţiilor liniare şi a vitezelor unghiulare măsurate. Senzorii respectivi sunt un ansamblu de accelerometre liniare şi giroscoape care măsoară turaţia aranjate pe trei direcţii ortogonale. Locul, viteza şi poziţia corpului sunt date într-un sistem de referinţă care cuprinde, de regulă, direcţiile nord-sud, est-vest şi verticala. Sistemele de navigaţie inerţiale sunt folosite în multe domenii (navigaţie, mai ales la submarine, aviaţie, tehnica rachetelor, GPS). Poziţia iniţială a sistemelor inerţiale se stabileşte printr-un proces de prealiniere.

Astfel de sisteme au fost introduse şi la măsurarea devierii sondelor. Trei accelerometre şi trei giroscoape sunt montate ortogonal, de-a lungul aparatelor de măsurare şi perpendicular pe axa lor. Aparatele sunt folosite mai ales în sistemul MWD. Măsurând componentele acceleraţiei gravitaţionale şi ale vitezelor unghiulare pe cele trei direcţii se stabileşte poziţia aparatelor în raport cu un sistem de referinţă şi în final se determină înclinarea şi azimutul lor, deci şi ale sondei, într-un punct oarecare. Concomitent se poate calcula lungimea traseului parcurs, dar şi direct coordonatele pe direcţiile nord-sud, est-vest şi pe verticală.

Problema acestor sisteme constă în faptul că erorile, iniţiale şi cele apărute pe parcurs, se amplifică prin integrare în timp. Pentru a elimina erorile apărute pe parcurs sistemul are nevoie, periodic, de informaţii externe. Acestea pot fi lungimea garniturii de foraj şi mărimea vitezei. Metoda uzuală constă în oprirea periodică a aparatului: vitezele iniţiale pentru următorul interval de integrare sunt nule şi erorile nu se cumulează. Concret, măsurătorile se execută atunci când se adaugă bucata sau pasul de avansare: lungimea garniturii este cunoscută, iar viteza este zero. Se încearcă şi sisteme inerţiale continue, care nu necesită opriri periodice, cu alte modalităţi de compensare a erorilor [4, 5, 11, 17].

7. Determinarea înclinării şi a azimutului

Fie *xyz* un sistem de axe rectangulare solidar cu aparatul de măsurare a devierii. Prin convenţie, axa *z* constituie axa longitudinală a instrumentului, care după corecţiile de centrare corespunde cu axa sondei; sensul pozitiv este îndreptat în jos. Celelalte două axe se află într-un plan perpendicular pe axa instrumentului. Axa *y* indică de regulă direcţia de acţiune a deviatorului. Cele trei accelerometre şi cele trei magnetometre sunt montate astfel încât axele lor de sensibilitate să coincidă cu axele sistemului ales (vezi şi figura 8).

Se notează cu g_x, g_y şi g_z componentele acceleraţiei gravitaţionale $\overline{g}$ măsurate după cele trei axe.

Similar, se notează cu B_x, B_y şi B_z componentele intensităţii câmpului magnetic terestru $\overline{B}$ măsurate cu cele trei magnetometre (fig. 17, *a*).

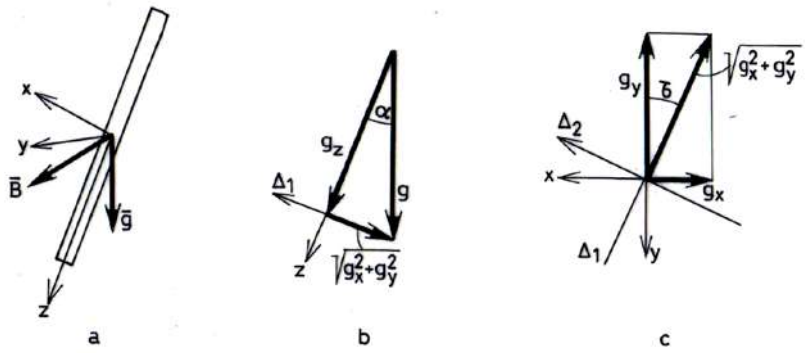

Fig. 17. *Calculul înclinării.*

Înclinarea α este unghiul format de verticală, direcţia vectorului $\bar{g}$, cu axa *z*, direcţia componentei g_z (fig. 17, *b*).

Din figura 17, *b* se vede imediat că:

$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{\sqrt{g_x^2 + g_y^2}}{g_z}. \tag{3}$$

Componentele lui $\bar{g}$ sunt suficiente pentru a stabili înclinarea sondei.

Componentele g_x şi g_y, aflate într-un plan perpendicular pe axa aparatului, au rezultanta pe direcţia Δ_1 (fig. 17, *c*). Ea indică partea de sus şi cea de jos a aparatului, dar şi a sondei (este linia de cea mai mare pantă din planul respectiv). Sensul pozitiv al acestei direcţii se ia spre partea de sus a sondei, aşa numita faţă a sondei. Ea face unghiul τ cu axa *y* (fig. 18). (În limba engleză faţa de sus a sondei este cunoscută sub numele de *high side*, iar unghiul τ ca *borehole face angle*).

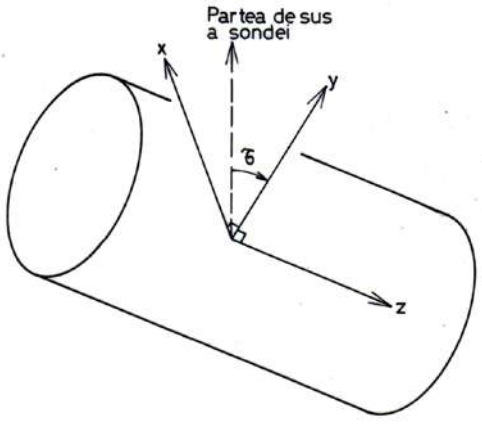

Fig. 18. *Definirea unghiului τ.*

Cu ajutorul figurilor 17, *b* şi 17, *c*, se pot scrie relaţiile:

$$\sin\alpha = \frac{\sqrt{g_x^2 + g_y^2}}{g}, \tag{4}$$

$$\cos\alpha = \frac{g_Z}{g}, \tag{5}$$

$$\sin\tau = \frac{g_x}{\sqrt{g_x^2 + g_y^2}}, \tag{6}$$

$$\cos\tau = \frac{g_y}{\sqrt{g_x^2 + g_y^2}} \cdot \tag{7}$$

Intensitatea totală a câmpului gravitaţional

$$g = \sqrt{g_x^2 + g_y^2 + g_Z^2} \ . \tag{8}$$

Dacă sunt cunoscute mărimile g, α şi τ, cu ajutorul relaţiilor de mai sus se pot exprima componentele g_x, g_y şi g_y.

Se notează cu Δ_2 o direcţie ortogonală cu Δ_1 şi cu z. Direcţia Δ_2 are două sensuri, la dreapta şi la stânga feţei de sus a sondei.

Fie d_1 proiecţia lui Δ_1 şi d_2 proiecţia lui Δ_2 în planul orizontal (fig. 19, *a*).

Azimutul ω reprezintă, prin definiţie, unghiul măsurat între direcţia nordului şi proiecţia axei z, dar şi a direcţiei Δ_1, în plan orizontal.

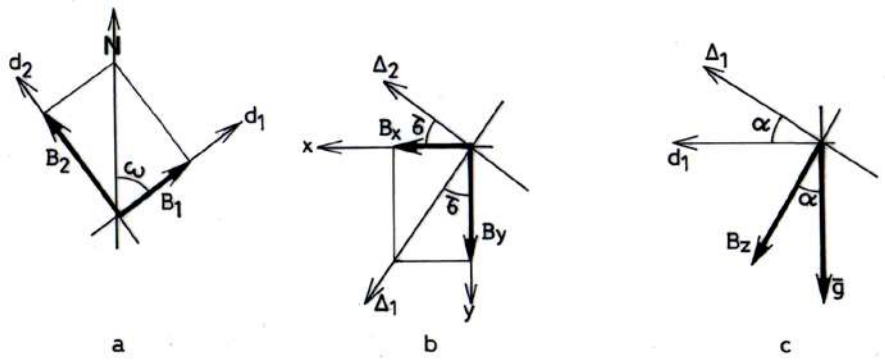

Fig. 19. *Calculul azimutului.*

Azimutul ω poate fi stabilit dacă se cunosc componentele intensităţii câmpului magnetic terestru pe cele două direcţii, B_1 pe direcţia d_1 şi B_2 pe direcţia d_2:

$$\mathrm{tg}\omega = \frac{B_2}{B_1}. \tag{9}$$

Folosind figurile 19, *b* şi 19, *c* se poate arăta că:

$$B_1 = B_X \sin\tau\cos\alpha + B_Y \cos\tau\cos\alpha + B_Z \sin\alpha\,, \tag{10}$$

$$B_2 = B_x \cos\tau - B_y \sin\tau\,. \tag{11}$$

Cu acestea şi cu relaţiile (2) – (6), relaţia (7) devine:

$$\mathrm{tg}\omega = \frac{g\left(g_x B_y - g_y B_x\right)}{B_z\left(g_x^2 + g_y^2\right) + g_z\left(g_x B_y + g_y B_x\right)} \tag{12}$$

De observat că în relaţia (12) intervin atât componentele câmpului magnetic terestru, cât şi cele ale câmpului gravitaţional (componenta g_z se ia de obicei cu minus deoarece accelerometrul respectiv se montează invers) [21].

Intensitatea câmpului magnetic total

$$B = \sqrt{B_x^2 + B_y^2 + B_z^2}\,. \tag{13}$$

Se poate calcula şi înclinarea vectorului magnetic $\overline{B}$ faţă de orizontală, notată cu β, cu relaţia:

$$\sin\beta = \frac{g_x B_x + g_y B_y + g_z B_z}{gB}. \tag{14}$$

S-a folosit expresia produsului scalar între vectorii $\overline{g}$ şi $\overline{B}$.

Dacă valoarea lui *g* şi cea a lui *B* calculate diferă semnificativ de cele aşteptate în zona respectivă, fie măsurătorile sunt eronate, fie există nişte anomalii, ca de exemplu prezenţa unei sonde tubate în apropiere.

Poziţia părţii superioare a găurii de sondă se poate stabili şi cu relaţia

$$\mathrm{tg}\,\tau = \frac{g_x}{g_y}\,. \tag{15}$$

Dacă pe direcţia axei *y* este orientat un deviator, formula de mai sus poate servi la stabilirea poziţiei lui în raport cu direcţia părţii de sus a sondei (v. cap. 6)

Relaţiile inverse pentru calculul componentele celor doi vectori sunt [22]:

$$g_x = -\, g \sin\alpha \sin\tau, \tag{16}$$

$$g_y = -\, g \sin\alpha \cos\tau, \tag{17}$$

$$g_z = g \cos\alpha, \tag{18}$$

$$B_x = B \cos\beta \cos\alpha \cos\omega_m \sin\tau - B \sin\beta \sin\alpha \sin\tau + B \cos\beta \sin\omega_m \cos\tau, \tag{19}$$

$$B_y = B \cos\beta \cos\alpha \cos\omega_m \cos\tau - B \sin\beta \sin\alpha \cos\tau - B \cos\beta \sin\omega_m \sin\tau, \tag{20}$$

$$B_z = B \cos\beta \sin\alpha \cos\omega_m + B \sin\beta \cos\alpha. \tag{21}$$

La giroscoapele *rate gyro*, înclinarea şi azimutul se calculează cu ajutorul componentelor g_x, g_y şi cu componenta orizontală a rotaţiei pământului ω [20].

8. Azimutul magnetic, azimutul geografic, azimutul faţă de nordul reţelei

Instrumentele magnetice, încă cele mai folosite, măsoară azimutul magnetic, adică unghiul dintre direcţia sondei şi direcţia nordului magnetic, ambele în plan orizontal. Dar se ştie că nordul magnetic îşi schimbă permanent poziţia pe suprafaţa pământului. Dacă în 2001 el avea coordonatele geografice 81,3°N, 110,8°W, în 2013 coordonatele erau 85,9°N, 149,0°W, aflându-se la circa 450 km de polul nord geografic în Oceanul Arctic canadian. Dacă viteza lui medie de deplasare din 1831, când a fost localizat de exploratorul James Ross, până astăzi a fost de circa 6 km/an, în 2013 el se deplasa cu peste 55 km/an, aproximativ de la est spre vest. În plus, polul nord magnetic descrie zilnic o elipsă, din cauza rotirii pământului, cu o deviere maximă de 80 km faţă de poziţia medie.

O sondă forată cu ani în urmă este localizată în spaţiu cu azimuturile măsurate faţă de nordul magnetic din acel timp, iar una forată în prezent cu azimuturile raportate la nordul magnetic actual. Acest fapt creează incertitudini la poziţionarea sondelor şi măreşte riscurile de întâlnire nedorită a două sonde.

De aici, necesitatea ca toate măsurătorile de deviere efectuate cu instrumente magnetice să fie corectate cu declinaţia magnetică din momentul şi locul geografic respectiv, şi raportate la nordul geografic. Declinaţia magnetică poate fi obţinută, prin internet, de la centre geofizice publice internaţionale, care dispun de un model de comportare a câmpului magnetic terestru, model corectat la fiecare cinci ani. *British Geological Survey Geomagnetic Model (BGGM*), finanţat de marile companii de petrol, deţine un model îmbunătăţit anual, considerat mai precis, destinat forajului direcţional şi amplasării sondelor.

Pe de altă parte, marea majoritate a hărţilor, inclusiv cele geologice, folosesc o reţea de linii paralele, orientate nord-sud şi est-vest, şi nu meridianele şi paralelele globului pământesc, care ar apărea ca nişte linii curbe. Prin proiectarea suprafeţei sferice (mai exact elipsoidale) a pământului pe o suprafaţă plană, se introduce o distorsiune şi într-un punct oarecare al hărţii nordul reţelei nu mai

coincide cu nordul geografic. Diferenţa unghiulară dintre cele două direcţii poartă numele de *convergenţa reţelei.*

Sunt multe sisteme de realizare a hărţilor. Ele diferă prin elipsoidul acceptat pentru a descrie geometric geoidul (definit de suprafaţa nivelului mediu al mărilor) într-o anumită zonă a globului pământesc şi prin metoda de proiectare. De-a lungul timpului s-au folosit diverşi elipsoizi (Bessel, Everest, Clarke, Krasovski) şi metode de proiectare, cilindrice (Mercator) sau conice (Lambert).

În România se folosesc elipsoidul Krasovski, stabilit în 1942, şi elipsoidul WGS84 (*World Geodetic System)*, stabilit în 1984 cu ajutorul GPS, revizuit în 2004. Există relaţii de trecere de la un elipsoid la altul.

Sistemul de proiecţie UTM (*Universal Transverse Mercator*), folosit în toată lumea, împarte globul pământesc în 60 de zone, fiecare cu lăţimea de 6^o longitudine, care se extind spre nord până la latitudinea de 84^o, iar spre sud până la 80^o (fig. 20). Numărătoarea zonelor începe la meridianul 180^o Greenwich, de la vest spre est. Fiecare zonă este traversată de ecuator şi de un meridian central, la intersecţia cărora este originea coordonatelor hărţii, nord şi est. Pentru ca niciun punct să nu aibă coordonate negative, originea are coordonate false: 0 m pentru emisfera nordică, 10 000 000 m pentru emisfera sudică în ceea ce priveşte coordonata nord, respectiv 500 000 m pentru coordonata est în ambele emisfere. România se află în zonele 34 N şi 35 N.

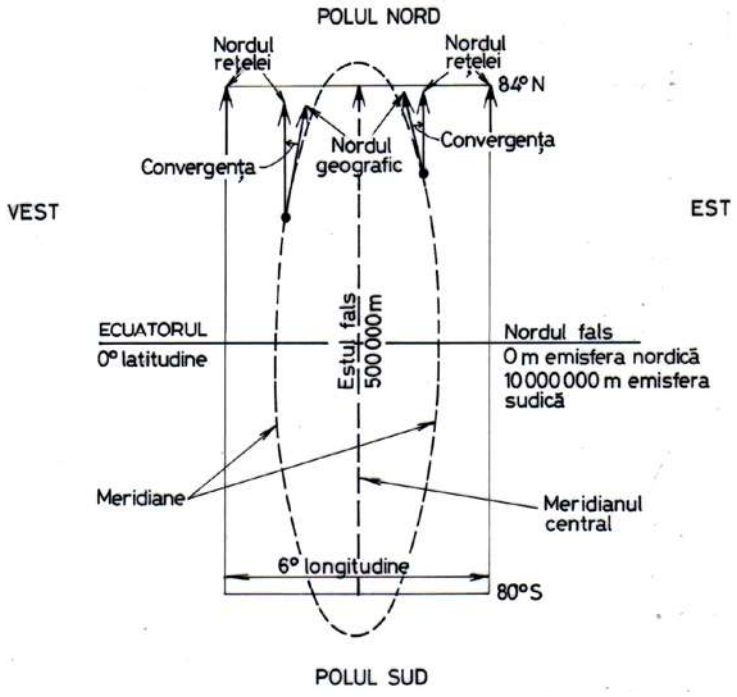

Fig. 20. *Definirea unei zone în sistemul UTM.*

Pe figura 20 se observă cum este definit unghiul de convergenţă, între direcţia nordului geografic (tangentă la linia meridianului) şi cea a nordului reţelei. Valoarea ei maximă, cu plus sau cu minus, în sistemul UTM, este de 3^o.

Cu o precizie rezonabilă, convergenţa se poate calcula într-un punct oarecare dacă i se cunosc coordonatele geografice: convergenţa este egală cu diferenţa de longitudine faţă de meridianul central multiplicată cu sinusul latitudinii punctului. Există relaţii de trecere de la coordonatele geografice, latitudine şi longitudine, la cele proiectate, ale hărţii, nord şi est.

În România este oficial, pentru hărţi, planuri topografice, sistemul STEREO 70 (proiecţia stereografică 1970). El are asociat elipsoidul Krasovski. Centrul proiecţiei se află aproximativ în centrul ţării, lângă Rupea, la intersecţia meridianului 25^o cu paralela 46^o, şi are coordonatele false, 500 000 m pentru nord şi 500 000 m pentru est. În industria de petrol se foloseşte şi sistemul UTM.

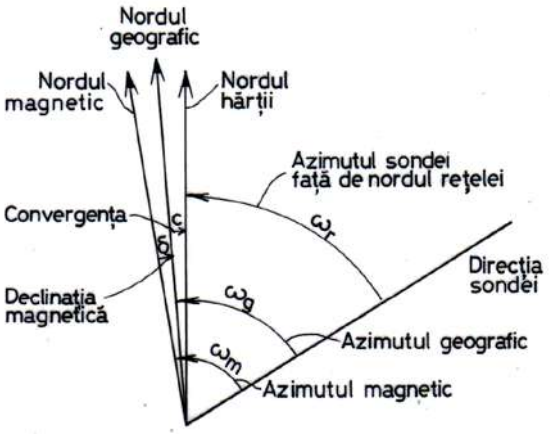

Fig. 21. *Corecţiile de declinaţie magnetică şi convergenţă a reţelei.*

Pentru orice calcule sau proiecte sunt acceptate doar azimuturile raportate la nordul geografic ori la nordul reţelei locale, după convenţia aleasă, nu şi cele măsurate faţă de nordul magnetic. Aparatele magnetice moderne, după ce primesc datele necesare, furnizează azimuturile deja corectate.

Declinaţia magnetică şi convergenţa reţelei pot fi pozitive sau negative.

În ceea ce priveşte declinaţia magnetică, dacă nordul magnetic se află la stânga celui geografic, declinaţia este vestică şi se scade din azimutul magnetic măsurat. Invers, dacă nordul magnetic se află la dreapta celui geografic, declinaţia este estică şi se adună la azimutul magnetic.

În ceea ce priveşte convergenţa, pentru a trece de la nordul geografic la cel al reţelei locale, în emisfera nordică, dacă punctul se află spre vest faţă de meridianul central valoarea ei se adună, iar dacă se află spre est se scade. În emisfera vestică lucrurile stau invers (fig. 21).

9. Distanţa dintre punctele de măsurare

Cu instrumente introduse cu cablu, înclinarea şi azimutul se măsoară în puncte aflate la 50 – 100 m pe intervalele verticale, la 10 – 30 m pe cele înclinate şi la 5 – 10 m pe cele curbilinii.

La forajul cu sisteme MWD, obişnuit măsurătorile de deviere se fac în condiţii statice, la adăugarea unei bucăţi de avansare când se forează cu masa rotativă şi la adăugarea unui pas la forajul cu *top drive*, deci la intervale de 9, respectiv 27 m, dacă se folosesc prăjini de 9 m. În cursul forajului propriu-zis se pot transmite la suprafaţă valorile parametrilor de deviere, la 1 – 2 min, în funcţie de sistemul de transmisie. În acest caz, lungimea intervalelor va fi dependentă de viteza de avansare, în general sub 1 m. Condiţiile fiind dinamice, valorile respective sunt mai puţin sigure şi de regulă nu se iau în considerare; se urmăreşte doar poziţia deviatorului. Erorile privind poziţia reală a sondei pot fi însă apreciabile, mai ales când se alternează forajul rotary cu cel orientat [11, 18, 19].

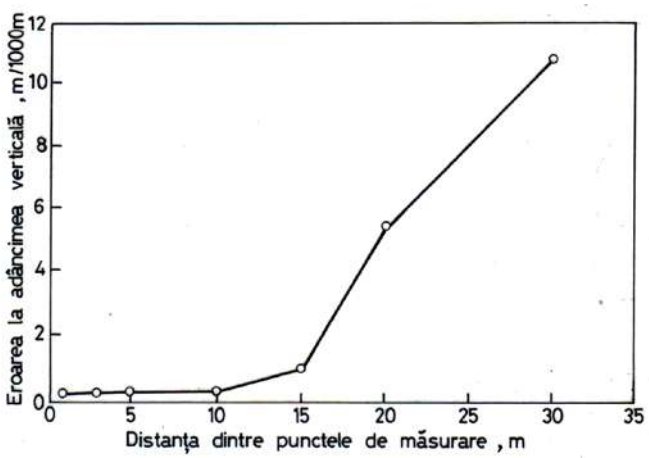

Fig. 22. *Efectul distanţei dintre măsurători asupra preciziei de calcul al traseului unei sonde.*

Figura 22 ilustrează influenţa lungimii intervalelor de măsurare asupra preciziei de calcul privind adâncimea pe verticală a unei sondei. Până la circa 10 m erorile sunt neglijabile, după care ele devin semnificative [19].

Întrebări

1. *Ce parametri spaţiali pot fi măsuraţi de-a lungul unei sonde?*
2. *La ce servesc accelerometrele? Dar magnetometrele?*
3. *Cum sunt montate accelerometrele şi magnetometrele într-un instrument de măsurare a devierii?*

4. *Când trebuie folosite instrumentele cu giroscop?*
6. *Ce avantaje au giroscoapele optice?*
7. *De ce nu este recomandabilă folosirea azimutului magnetic?*
8. *Când se citesc măsurătorile de deviere la forajul cu sisteme MWD?*

Probleme

1. Coordonatele geografice ale locaţiei unei sonde sunt: latitudinea 44º 43' 47,43734" N şi longitudinea 24º 34' 32,48983" E. Meridianul central al zonei este 25º. Să se calculeze unghiul de convergenţă al reţelei în punctul respectiv.

R: − 0,302º.

2. Într-un punct de-a lungul unei sonde azimutul ei magnetic este N30W. Declinaţia magnetică în punctul geografic al sondei, în momentul măsurării, este 5^o spre vest. Care este azimutul sondei faţă de nordul geografic?

R: $\omega = 325^o$.

3. Azimutul magnetic al unei sonde aflate în emisfera nordică într-un punct oarecare este S20E. Declinaţia magnetică este 4^o spre est, iar convergenţa reţelei locale este 2^o spre vest. Să se stabilească azimutul sondei faţă de nordul reţelei.

R: $\omega = 166^o$.

Referinţe bibliografice

1. A l i d i , B. A. *e t a l.*: *Use of Gyro-MWD Technology Offshore, A Step Change in Drilling Performance in Saudi Aramco*, International Petroleum Exhibition and Conference, Abu Dhabi, UAE, 1 – 4 November 2010, SPE 136 499.
2. B o u r g o y n e , A. T. *e t a l.*: *Applied Drilling Engineering*, Society of Petroleum Engineers, Richardson, Texas, SUA, 1991.
3. B r o w n , K. M. *e t a l.*: *High-Angle Gyro-While-Drilling Technology Delivers an Economical Solution to Accurate Wellbore Placement and Collision Avoidance in High-Density Multilateral Pad Drilling in The Canadian Oil Sands*, Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 431.
4. E l G i z a w y , M. *e t a l.*: *MEMS Gyroscope-While-Drilling Environment Qualification Testing*, Drilling Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 2 – 4 February 2010, IADC/SPE 128 968.
5. E l G i z a w y , M. *e t a l.*: *Continuous Wellbore Surveying While Drilling Utilizing MEMS Gyroscopes Based on Kalman Filtering*, Annual Technical Conference and Exhibition, Florence, Italy, 19 – 22 September 2010, SPE 135 602.
6. E s t e s , R. A., E p p l i n , D. M.: *Development of a Robust Gyroscopic Orientation Tool for MWD Operations*, Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, Texas, USA, 1 – 4 October 2000, SPE 63 274.

7. Garza, T. *et al.*: *Gyro Guidance Techniques and Telemetry Methods Prove Economical in Onshore Multi-well Pad Drilling Operations in the Piceance Basin*, Drilling Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 2 – 4 February 2010, IADC/SPE 128 299.

8. Gibbons, F. L., Hense, U.: *A Three-Axis Laser Gyro System for Borehole Wireline Surveying*, Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, Texas, USA, 27 – 30 September 1987, SPE 16 679.

9. Juang, J. -N., Raharamanan, R.: *Evaluation of Ring Laser and Fiber Optic Gyroscope Technology,* Mercer University, Macon, Georgia, USA.

10. Ledroz, A. G., Mintchev, M. P.: *Utilization of a Tactical Grade FOG-Based Inertial Measurement Unit in Real-Time Downhole Surveying*, Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 6 – 8 October 2003, SPE 84 452.

11. Lesso, W. G. *et al.*: *Continuous Direction and Inclination Measurements Revolutionize Real-Time Directional Drilling Decision-Making*, Drilling Conference, Amsterdam The Netherlands, 27 February – 1 March 2001, SPE/IADC 67 752.

12. Noureldin, A. *et al.*: *Quantitative Study of the Applicability of Fiber-Optic Gyroscopes for MWD Borehole Surveying*, SPE Journal, December 2000, p. 363 – 370. (SPE 58 957).

13. Noureldin, A. *et al.*: *A New Borehole Surveying Technique for Horizontal Drilling Processes Using One Fiber Optic Gyroscope and Three Accelerometers*, Drilling Con *ference*, New Orleans, Louisiana, USA, 23 – 25 February 2000, IADC/SPE 59 198.

14. Noy, K. A. , Leonard, J. G.: *A New Rate Gyroscopic Wellbore Survey System Achieves the Accuracy and Operational Flexibility Needed for Today's Complex Drilling Challenges,* Drilling Conference, Amsterdam, 4 – 6 March 1997, SPE/IADC 37 664.

15. Ren, C. *et al.*: *Study on the FOG-Based Well-Trajectory-Logging Tool,* SPE Drilling & Completion, September 2012, p. 362 – 366. (SPE 161 403).

16. Shamir, A.: *An Overview of Optical Gyroscopes. Theory, Practical Aspects, Applications and Future Trends,* May 16, 2006.

17. Stephenson, M. A., Wilson, H.: *Improving Quality Control of Directional Survey Data With Continuous Inertial Navigation*, SPE Drilling Engineering, June 1992, p. 100 – 106. (SPE 20 931).

18. Stockhausen, E. J., Lesso, Jr. W. G.: *Continuous Direction and Inclination Measurements Lead to an Improvement Wellbore Positioning*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 19 – 21 February 2003, SPE/IADC 79 917.

19. Stockhausen, E. *et al.*: *Directional Drilling Tests in Concrete Bloks Yield Precise Measurements of Borehole Position and Quality*, Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 248.

20. Uttecht, G. W., de Wardt, T. P.: *Application of Small-Diameter Inertial Grade Gyroscopes Significantly Reduces Borehole Position Uncertainity*, Drilling Conference, New Orleans, Louisiana, USA, 20 – 23 February 1983, SPE 11 358.

21. Walters, P. H.: *Method of Determining the Orientation of a Surveying Instrument in a Borehole*, Patent USA Nr. 4 709 486, 1987.

22. Williamson, H. S.: *Accuracy Prediction for Directional MWD,* SPE Drilling & Completion, December 2000, p. 221 – 233. (SPE 56 702, 67 616).

3

STABILIREA TRASEULUI SPAŢIAL AL SONDELOR

1. Generalităţi

Traseul spaţial al oricărei sonde se calculează, la intervale mai lungi sau mai scurte, pentru a putea fi corectat sau modificat faţă de cel proiectat – dacă este necesar – , în timpul forajului şi bineînţeles după finalizarea sondei.

Pentru a stabili traseul unei sonde, este nevoie de un sistem de referinţă, anumite informaţii geometrice de-a lungul traseului, unele ipoteze privind forma acestuia şi o metodă de calcul adecvată.

Se alege un sistem de referinţă rectangular legat de direcţia meridianului geografic şi de direcţia forţei de greutate – verticala. Astfel, se ia ca axă N – tangenta la meridianul geografic (eventual o paralelă cu meridianul central al reţelei din zonă), cu sensul pozitiv spre nord (spre sud sensul este considerat negativ), axa E – o perpendiculară pe prima direcţie, ambele în plan orizontal, cu sensul pozitiv spre est (vestul este negativ) şi axa V – verticala, cu sensul pozitiv îndreptat în jos. Ca origine a sistemului se admite, de obicei, gura sondei, considerată fie la nivelul mesei rotative, fie la nivelul pământului, fie la nivelul mării, pentru sonde marine. Spaţial, o sondă se identifică prin axa ei.

De-a lungul unei sonde se pot măsura, relativ comod şi cu destulă precizie, în orice punct dorit sau chiar continuu, trei parametri spaţiali: înclinarea α, azimutul ω şi lungimea sondei L de la gura ei până în punctul respectiv. Cu aceşti parametri pot fi stabilite coordonatele carteziene ale oricărui punct de-a lungul sondei, în primul rând în punctele de măsurare, şi în final traseul sondei. Traseul calculat va fi cu atât mai aproape de cel real, cu cât numărul datelor de deviere este mai mare. Este nevoie de un punct iniţial cunoscut, eventual gura sondei. Sistemele inerţiale care oferă direct coordonatele carteziene nu sunt răspândite.

Variaţiile elementare ale coordonatelor corespunzătoare unei variaţii de lungimea dL de-a lungul sondei (fig. 1) sunt:

$$dN = dH\cos\omega = dL\sin\alpha\cos\omega, \tag{1}$$

$$dE = dH\sin\omega = dL\sin\alpha\sin\omega, \tag{2}$$

$$dV = dL\cos\alpha, \tag{3}$$

cu H – deplasarea orizontală.

Dacă direcţia spaţială a elementului dL este caracterizată printr-un vector unitar, atunci mărimile sinαcosω, sinαsinω şi cosω constituie proiecţiile acestui vector pe cele trei axe (cosinuşii directori ai vectorului).

Variaţiile finite între două puncte oarecare 1 şi 2 se obţin prin integrarea variaţiile elementare pe lungimea intervalului $\Delta L = L_2 - L_1$:

$$\Delta N = N_2 - N_1 = \int_{L_1}^{L_2} \sin\alpha\,(L)\cos\omega\,(L)\mathrm{d}L, \tag{4}$$

$$\Delta E = E_2 - E_1 = \int_{L_1}^{L_2} \sin\alpha\,(L)\sin\omega\,(L)\mathrm{d}L, \tag{5}$$

$$\Delta V = V_2 - V_1 = \int_{L_1}^{L_2} \cos\alpha\,(L)\mathrm{d}L, \tag{6}$$

unde L_1 este lungimea sondei de la gură până în punctul 1 şi L_2 – lungimea sondei de la gură până la punctul 2.

Dacă se cunosc coordonatele punctului 1 (N_1, E_1, V_1) se pot determina coordonatele punctului 2 (N_2, E_2, V_2), cu condiţia să fie cunoscute variaţia funcţiei $\alpha(L)$ şi cea a funcţiei $\omega(L)$.

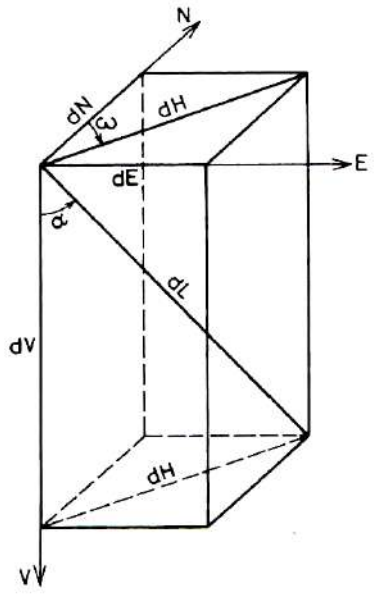

Fig. 1. *Variaţiile elementare ale coordonatelor unui punct de pe axa sondei.*

A cunoaşte variaţia funcţiilor $\alpha(L)$ şi $\omega(L)$ înseamnă a presupune o anumită formă a traiectoriei sondei, sau proprietăţi ale acesteia, între două sau trei puncte succesive. Forma curbei sau modelul geometric admise determină metoda de stabilire a traseului spaţial al unei sonde; unele metode sunt mai simple, altele mai complicate. Ele oferă şi posibilitatea de interpolare: calculul coordonatelor unui punct diferit de cele în care există măsurători de deviere.

Toate metodele utilizează, pentru calculul variaţiilor ΔN, ΔE şi ΔV dintre două puncte oarecare, măsurătorile de înclinare şi de azimut din punctele respective (corectate cu declinaţia magnetică, erorile de aliniere etc). Calculele se realizează din aproape în aproape plecând dintr-un punct ale cărui coordonate sunt cunoscute, eventual originea sistemului de referinţă. Coordonatele unui punct oarecare se obţin prin însumarea variaţiilor ΔN, ΔE şi ΔV la coordonatele punctului anterior.

2. Metoda unghiului mediu

Arcul de curbă dintre două puncte de măsurare succesive se asimilează cu un segment de dreaptă care are înclinarea şi azimutul egale, fiecare, cu media unghiurilor respective măsurate în cele două puncte şi lungimea egală cu cea a arcului de curbă reală (fig. 2).

Sonda se asimilează în acest mod cu o linie poligonală, ale cărei vârfuri nu sunt neapărat pe traseul real, din cauza aproximaţiilor introduse de modelul de calcul, dar şi a erorilor de măsurare: punctul 2′, ale cărui coordonate sunt calculate potrivit ipotezelor de mai sus, nu coincide cu punctul real 2.

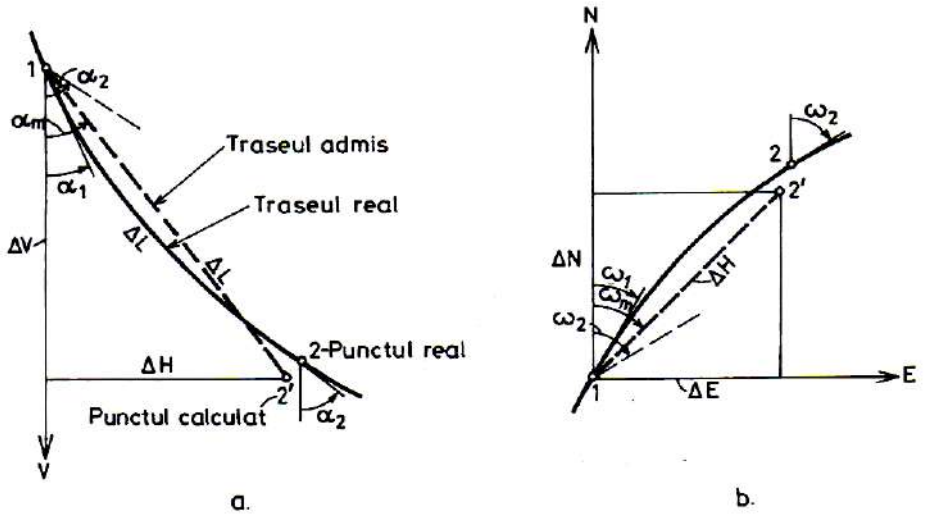

Fig. 2. *Metoda unghiului mediu:*
a – în plan vertical; b – în plan orizontal.

Conform ipotezelor enunţate, ecuaţiile (4) – (6) devin:

$$\Delta N = \int_{L_1}^{L_2} \sin\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2}\cos\frac{\omega_1+\omega_2}{2}\,\mathrm{d}L = \Delta L \sin\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2}\cos\frac{\omega_1+\omega_2}{2}, \tag{7}$$

$$\Delta E = \int_{L_1}^{L_2} \sin\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2}\sin\frac{\omega_1+\omega_2}{2}\,\mathrm{d}L = \Delta L \sin\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2}\sin\frac{\omega_1+\omega_2}{2}, \tag{8}$$

$$\Delta V = \int_{L_1}^{L_2} \cos\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2}\,\mathrm{d}L = \Delta L \cos\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2}. \tag{9}$$

Coordonatele punctului 2 (capătul inferior al intervalului considerat) se obţin prin însumarea algebrică a variaţiilor ΔN, ΔE şi ΔV de la gura sondei până în punctul 2.

Metoda este relativ simplă şi oferă rezultate acceptabile când înclinările sunt suficient de mari şi azimutul se păstrează aproximativ constant, precum şi la sonde netede, care au curburi reduse. Ea dă rezultate eronate la sonde apropiate de verticală, pe porţiunile cu înclinări reduse şi cu variaţii mari ale azimutului.

Trebuie avut grijă atunci când se trece din cadranul 1 ($0 - 90^o$) în cadranul 4 ($270^o - 360^o$) sau invers (cadranele sunt numerotate în sens orar). Astfel, azimutul mediu între azimuturile 5^o şi 350^o, de exemplu, nu este $177{,}5^o$, ci $357{,}5^o$!

Punctele în care înclinarea este zero nu au azimutul zero (aceasta este direcţia nordului!): azimutul este de fapt nedeterminat. Pentru a evita erorile, se poate considera, în acest caz, azimutul egal cu media azimuturilor din punctul anterior şi cel următor. La gura sondei se consideră azimutul primului punct de măsurare.

3. Metoda tangentelor

Arcul de curbă care reprezintă axa sondei între două puncte succesive, 1 şi 2, se aproximează cu două segmente de dreaptă egale fiecare cu jumătate din lungimea arcului de curbă, primul cu înclinarea şi azimutul din punctul 1, iar cel de-al doilea cu înclinarea şi azimutul din punctul 2 (fig. 3). Cele două segmente sunt de fapt două semitangente, care în general se află în plane diferite. Din nou, coordonatele punctului calculat 2′ nu coincid cu cele ale punctului real 2.

Variaţiile coordonatelor între cele două puncte se calculează însumând variaţiile de coordonate pentru cele două segmente de dreaptă. Din ecuaţiile (4) – (6) rezultă:

$$\Delta N = \int_0^{\frac{\Delta L}{2}} \sin\alpha_1\cos\omega_1\,\mathrm{d}L + \int_0^{\frac{\Delta L}{2}} \sin\alpha_2\cos\omega_2\,\mathrm{d}L = \Delta L\frac{\sin\alpha_1\cos\omega_1+\sin\alpha_2\cos\omega_2}{2}, \tag{10}$$

$$\Delta E = \int_0^{\frac{\Delta L}{2}} \sin\alpha_1\sin\omega_1\,\mathrm{d}L + \int_0^{\frac{\Delta L}{2}} \sin\alpha_2\sin\omega_2\,\mathrm{d}L = \Delta L\frac{\sin\alpha_1\sin\omega_1+\sin\alpha_2\sin\omega_2}{2}, \tag{11}$$

$$\Delta V = \int_0^{\frac{\Delta L}{2}} \cos\alpha_1 \mathrm{d}L + \int_0^{\frac{\Delta L}{2}} \cos\alpha_2 \mathrm{d}L = \Delta L \frac{\cos\alpha_1 + \cos\alpha_2}{2}. \qquad (12)$$

Metoda tangentelor cumulează erorile când sonda este deviată într-o singură direcţie (linia poligonală se îndepărtează de traseul real) şi le compensează când au loc dese schimbări de azimut.

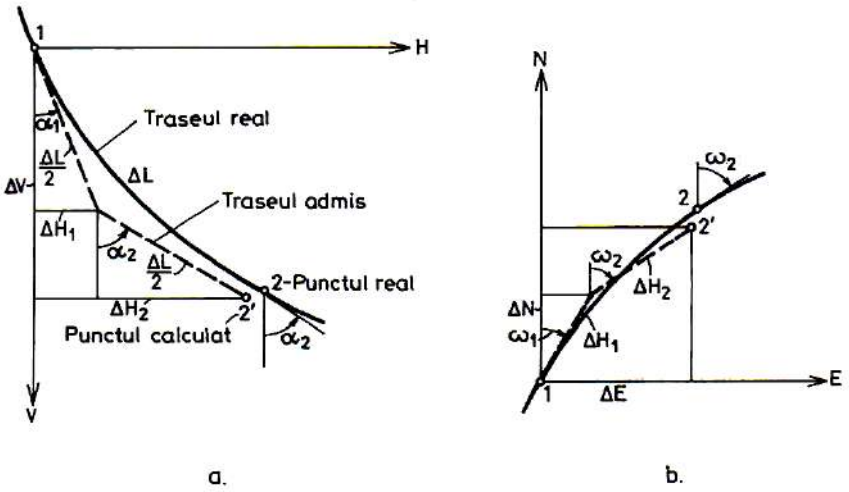

Fig. 3. *Metoda tangentelor:*
a – în plan vertical; b – în plan orizontal.

Metoda este cunoscută şi sub numele de *metoda tangentelor simetrice* (pentru a o deosebi de o metodă mai veche, mai puţin precisă, în care arcul de curbă se aproximează cu un singur segment de dreaptă, cu lungimea egală cu cea a arcului de curbă reală, cu înclinarea şi azimutul din punctul 2).

4. Metoda arcelor de cerc

Segmentul de curbă dintre două puncte de măsurare succesive se aproximează cu un arc de cerc care are lungimea egală cu cea a arcului de curbă reală iar raza egală cu raportul dintre lungimea arcului şi unghiul total de deviere. Arcul de cerc se află în planul format de direcţiile sondei în cele două puncte (de fapt direcţia din primul punct cu o paralelă la direcţia din al doilea punct concurentă cu prima; este planul în care este definit unghiul total de deviere – fig. 4).

Această metodă generalizează metoda tangentelor, înlocuind reuniunea celor două segmente de dreaptă cu un arc de cerc. Evident, ea este mai precisă, mai ales atunci când sonda are curburi accentuate. La unghiuri de înclinare mici, rezultatele celor două metode sunt practic aceleaşi. Din nou punctul 2´ calculat nu coincide cu cel real 2.

Unghiul total de deviere θ se calculează cu formula (5) din capitolul 1:

$$\cos\theta = \cos\alpha_1 \cos\alpha_2 + \sin\alpha_1 \sin\alpha_2 \cos(\omega_2 - \omega_1). \tag{13}$$

Potrivit figurii 4, segmentele de dreaptă:

$$\overline{A_1 B} = R\operatorname{tg}\frac{\theta}{2}, \tag{14}$$

$$\overline{BA_2} = R\operatorname{tg}\frac{\theta}{2}, \tag{15}$$

iar arcele de cerc

$$A_1 C = R\frac{\theta}{2}, \tag{16}$$

$$CA_2 = R\frac{\theta}{2}. \tag{17}$$

Din relaţiile de mai sus, rezultă:

$$\frac{\overline{A_1 B}}{A_1 C} = \frac{\overline{BA_2}}{CA_2} = \frac{\operatorname{tg}\frac{\theta}{2}}{\frac{\theta}{2}} = F. \tag{18}$$

Factorul de curbură F este apropiat de unitate (pentru $\theta \leq 0{,}25^o$ se poate lua $F = 1$). El corectează relaţiile (10) – (12) stabilite la metoda tangentelor. Astfel:

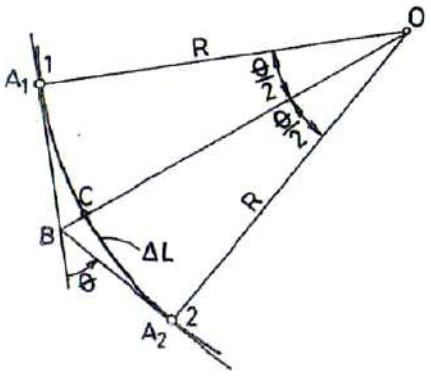

Fig. 4. *Metoda arcelor de cerc.*

$$\Delta N = F\frac{\Delta L(\sin\alpha_1\cos\omega_1 + \sin\alpha_2\cos\omega_2)}{2}, \tag{19}$$

$$\Delta E = F\frac{\Delta L(\sin\alpha_1\sin\omega_1 + \sin\alpha_2\sin\omega_2)}{2}, \tag{20}$$

$$\Delta V = F\frac{\Delta L(\cos\alpha_1 + \cos\alpha_2)}{2}. \tag{21}$$

Metoda se recomandă la înclinări sub 10^o şi atunci când sonda are schimbări de direcţie mari.

O metodă mai elaborată, cu alte ipoteze, *metoda curburii minime,* duce la aceleaşi formule (19 – 21). Este numele sub care ele sunt de obicei folosite.

5. Metoda razei de curbură

Porţiunea de sondă dintre două puncte de măsurare succesive se asimilează cu o curbă spaţială ale cărei proiecţii în planul vertical şi în cel orizontal au raza de curbură constantă şi ale cărei tangente la capete au înclinarea şi azimutul măsurate în cele două puncte.

Asemenea curbe sunt: dreapta (ambele curburi sunt nule), arcul de cerc în plan vertical (proiecţia orizontală este o dreaptă) şi, mai general, spirala cilindrică ce are axa verticală (în proiecţie orizontală este un cerc), de aceea metoda este numită şi *a spiralei cilindrice*.

Analitic, ipotezele modelului se exprimă astfel:

$$\alpha = \alpha_1 + i_\alpha l, \tag{22}$$

$$\omega = \omega_1 + i_o s, \tag{23}$$

unde intensitatea de deviere (curbura) în plan vertical

$$i_\alpha = \frac{1}{R_V} = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{L_2 - L_1}, \tag{24}$$

iar cea din planul orizontal

$$i_o = \frac{1}{R_o} = \frac{\omega_2 - \omega_1}{S_2 - S_1}. \tag{25}$$

S-au notat: $l = L - L_1$, $s = S - S_1$ cu S – lungimea sondei măsurată în planul orizontal; R_V – raza de curbură în plan vertical; R_o – raza de curbură în plan orizontal. Fie $\Delta S = S_2 - S_1$ (fig. 5).

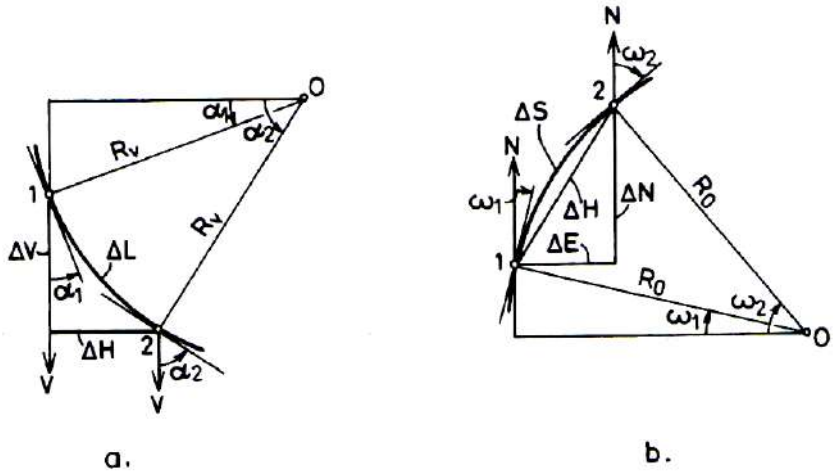

Fig. 5. *Metoda razei de curbură:*
a – în plan vertical; b – în plan orizontal.

Variaţia deplasării orizontale liniare (v. şi fig. 1):

$$\Delta H = \int_{L_1}^{L_2} \sin\alpha \mathrm{d}l = \int_{L_1}^{L_2} \sin(\alpha_1 + i_\alpha l)\mathrm{d}l = -\Delta L \frac{\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1}. \tag{26}$$

Variaţia deplasării pe direcţia nordului

$$\Delta N = \int_{S_1}^{S_2} \cos\omega \mathrm{d}s = \int_{S_1}^{S_2} \cos(\omega_1 + i_o s)\mathrm{d}s = \Delta S \frac{\sin\omega_2 - \sin\omega_1}{\omega_2 - \omega_1}, \tag{27}$$

iar pe direcţia est

$$\Delta E = \int_{S_1}^{S_2} \sin\omega \mathrm{d}s = \int_{S_1}^{S_2} \sin(\omega_1 + i_o s)\mathrm{d}s = -\Delta S \frac{\cos\omega_2 - \cos\omega_1}{\omega_2 - \omega_1}. \tag{28}$$

Dacă se aproximează lungimea arcului ΔS cu cea a deplasării orizontale ΔH (fig. 5, *b*), atunci:

$$\Delta N = -\Delta L \frac{\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1} \frac{\sin\omega_2 - \sin\omega_1}{\omega_2 - \omega_1}, \tag{29}$$

$$\Delta E = \Delta L \frac{\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1} \frac{\cos\omega_2 - \cos\omega_1}{\omega_2 - \omega_1}. \tag{30}$$

Variaţia coordonatei verticale se obţine prin integrarea ecuaţiei (6) cu dl = dL:

$$\Delta V = \int_{L_1}^{L_2} \cos(\alpha_1 + i_\alpha l)\mathrm{d}l = \Delta L \frac{\sin\alpha_2 - \sin\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1}. \tag{31}$$

Când se schimbă numai înclinarea sau numai azimutul, relaţiile de mai sus, (29) – (31), se simplifică.

Astfel, dacă se modifică doar înclinarea ($\omega_2 = \omega_1$), sonda deviază doar într-un plan vertical.

Aplicând regula lui L'Hospital, cu $\omega_2 \to \omega_1$, relaţiile (29) şi (30) devin:

$$\Delta N = -\Delta L \frac{\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1} \cos\omega_1, \tag{32}$$

$$\Delta E = -\Delta L \frac{\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1} \sin\omega_1. \tag{33}$$

Dacă se schimbă numai azimutul ($\alpha_2 = \alpha_1$), atunci:

$$\Delta N = \Delta L \frac{\sin\omega_2 - \sin\omega_1}{\omega_2 - \omega_1} \sin\alpha_1, \tag{34}$$

$$\Delta E = -\Delta L \frac{\cos\omega_2 - \cos\omega_1}{\omega_2 - \omega_1} \sin\alpha_1, \tag{35}$$

$$\Delta V = \Delta L \cos\alpha_1. \tag{36}$$

Dacă intervalul respectiv este un segment de dreaptă ($\alpha_1 = \alpha_2$ şi $\omega_1 = \omega_2$), relaţiile (34) şi (35) se reduc la (51) şi (52) (v. pag. 69).

În sonde apropiate de verticală, variaţiile azimutului între două puncte vecine pot fi importante şi aproximaţia $\Delta S \approx \Delta H$ nu este acceptabilă.

Potrivit figurii 5, *b*,

$$\Delta S = \frac{\omega_2 - \omega_1}{R_o} \quad \text{şi} \quad \Delta H = 2\sin\frac{\omega_2 - \omega_1}{2} R_o,$$

de unde

$$\Delta S = \Delta H \frac{\omega_2 - \omega_1}{2\sin\dfrac{\omega_2 - \omega_1}{2}} = -\Delta L \frac{\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1} \frac{\omega_2 - \omega_1}{2\sin\dfrac{\omega_2 - \omega_1}{2}}. \tag{37}$$

Înlocuind în relaţiile (27) şi (28) pe ΔS cu expresia de mai sus, se obţin două formule mai precise pentru variaţia coordonatelor orizontale [7]:

$$\Delta N = -\frac{\Delta L(\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1)(\sin\omega_2 - \sin\omega_1)}{2(\alpha_2 - \alpha_1)\sin\frac{\omega_2 - \omega_1}{2}}, \tag{38}$$

$$\Delta E = \frac{\Delta L(\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1)(\cos\omega_2 - \cos\omega_1)}{2(\alpha_2 - \alpha_1)\sin\frac{\omega_2 - \omega_1}{2}} \tag{39}$$

Variaţia coordonatei verticale rămâne neschimbată – formula (31).

În relaţiile de mai sus, unghiurile α şi ω se introduc în radiani.

Metoda razei de curbură generalizează metoda unghiului mediu şi oferă rezultate mai exacte, mai ales la variaţii mari ale unghiurilor. Când aceste variaţii sunt mici, rezultatele sunt practic identice. Ca şi metoda unghiului mediu, această metodă este recomandabilă la sonde cu înclinări suficient de mari şi care au azimutul relativ constant. La sonde care deviază în acelaşi plan, metoda razei de curbură dă aceleaşi rezultate cu metoda arcelor de cerc.

6. Metoda intensităţilor de deviere constante

Această metodă presupune că, între două puncte de măsurare, variaţia înclinării şi variaţia orientării de-a lungul sondei sunt constante şi sunt definite cu ajutorul înclinărilor, respectiv al azimuturilor din cele două puncte.

Cu alte cuvinte, arcul de curbă care descrie traiectoria sondei îşi modifică atât înclinarea, cât şi azimutul liniar cu lungimea arcului:

$$\alpha = \alpha_1 + i_\alpha(L - L_1), \tag{40}$$

$$\omega = \omega_1 + i_\omega(L - L_1), \tag{41}$$

unde constantele i_α şi i_ω reprezintă intensităţile de variaţie a celor două unghiuri de-a lungul arcului de curbă, calculate cu valorile măsurate la capetele lui:

$$i_\alpha = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{L_2 - L_1}, \tag{42}$$

$$i_\omega = \frac{\omega_2 - \omega_1}{L_2 - L_1}. \tag{43}$$

Folosind expresiile de mai sus în relaţiile generale (4) – (6), rezultă:

$$\Delta N = \int_{L_1}^{L_2} \sin(\alpha_1 + i_\alpha l)\cos(\omega_1 + i_\omega l)\,\mathrm{d}l, \tag{44}$$

$$\Delta E = \int_{L_1}^{L_2} \sin(\alpha_1 + i_\alpha l)\sin(\omega_1 + i_\omega l)\,\mathrm{d}l, \tag{45}$$

$$\Delta V = \int_{L_1}^{L_2} \cos(\alpha_1 + i_\alpha l)\,\mathrm{d}l. \tag{46}$$

Prin integrarea ecuaţiilor (44) – (46) se obţine:

$$\Delta N = \frac{1}{i_\omega^2 - i_\alpha^2}[i_\alpha(\cos\alpha_2\cos\omega_2 - \cos\alpha_1\cos\omega_1) + \\ + i_\omega(\sin\alpha_2\sin\omega_2 - \sin\alpha_1\sin\omega_1)], \tag{47}$$

$$\Delta E = \frac{1}{i_\omega^2 - i_\alpha^2}[i_\alpha(\cos\alpha_2\sin\omega_2 - \cos\alpha_1\sin\omega_1) - \\ - i_\omega(\sin\alpha_2\cos\omega_2 - \sin\alpha_1\cos\omega_1)], \tag{48}$$

$$\Delta V = \frac{1}{i_\alpha}(\sin\alpha_2 - \sin\alpha_1) = \Delta L\frac{\sin\alpha_2 - \sin\alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1}. \tag{49}$$

La acestea se poate adăuga o relaţie care oferă deplasarea orizontală:

$$\Delta H = \int_{L_1}^{L_2} \sin(\alpha_1 + i_\alpha l)\mathrm{d}l = \frac{1}{i_\alpha}(\cos\alpha_1 - \cos\alpha_2) = \Delta L\frac{\cos\alpha_1 - \cos\alpha_2}{\alpha_2 - \alpha_1}. \tag{50}$$

Relaţia (49) coincide cu (31) şi (50) cu (26). În toate relaţiile unghiurile sunt în radiani.

Ecuaţiile (47) şi (48) necesită condiţia $|i_\alpha| \neq |i_\omega|$, iar (49) şi (50) sunt aplicabile când $i_\alpha \neq 0$, altminteri valorile expresiilor din ecuaţiile amintite sunt nedeterminate.

Când $i_\alpha = i_\omega = 0$ (curba este o dreaptă), atunci:

$$\Delta N = \Delta L\sin\alpha_1\cos\omega_1 = \Delta L\sin\alpha_2\cos\omega_2, \tag{51}$$

$$\Delta E = \Delta L\sin\alpha_1\sin\omega_1 = \Delta L\sin\alpha_2\sin\omega_2. \tag{52}$$

Pentru $i_\alpha \neq 0$ şi $i_\omega = 0$ ($\omega_1 = \omega_2$), relaţiile (47) şi (48) se simplifică: ele se reduc la (32) şi (33) (sonda deviază doar într-un plan vertical).

Pentru $i_\omega \neq 0$ şi $i_\alpha = 0$ ($\alpha_1 = \alpha_2$) relaţiile (47) – (49) se reduc la (34) – (36) (curba este o elice dreaptă).

Când $i_\omega = i_\alpha \neq 0$ sunt valabile relaţiile:

$$\Delta N = \frac{\Delta L \sin(\alpha_1 - \omega_1)}{2} - \frac{\Delta L[\cos(\alpha_2 + \omega_2) - \cos(\alpha_1 + \omega_1)]}{4(\alpha_2 - \alpha_1)}, \tag{53}$$

$$\Delta E = \frac{\Delta L \cos(\alpha_1 - \omega_1)}{2} - \frac{\Delta L[\sin(\alpha_2 + \omega_2) - \sin(\alpha_1 + \omega_1)]}{4(\alpha_2 - \alpha_1)}. \tag{54}$$

Când $i_\alpha = - i_\omega$, în (53) şi (54), unghiurile ω şi ΔE se iau cu semn schimbat.

Metoda este destinată mai ales proiectării sondelor spaţiale. Ea este cunoscută şi ca *metoda variaţiei liniare a parametrilor de deviere* [7], *metoda parametrului natural* [9]. Nu este recomandabilă la schimbări mari de azimut.

Toate metodele prezentate introduc schimbări bruşte de direcţie, fie în punctele de măsurare, fie la jumătatea distanţei între ele, dar, dacă punctele sunt suficient de dese, acestea se estompează.

În afara celor descrise mai sus, s-au propus şi alte metode de calcul, mai precise, dar şi mai complicate:

– metoda arcelor de elice (se iau în considerare trei puncte succesive);

– metoda cuadratică (variaţiile celor trei coordonate, exprimate sub formă parametrică, sunt considerate parabolice);

– metoda funcţiilor *spline* (iau în considerare datele măsurate în patru, cinci puncte succesive) [7, 10]; la sistemele inerţiale care oferă direct coordonatele carteziene, metoda poate servi la netezirea unghiurilor α şi ω calculate.

– metoda celor mai mici pătrate (nu presupune o anumită formă a curbei între punctele vecine);

– prelucrarea statistică a datelor discrete cu diverse polinoame sau combinaţii liniare de polinoame, printre care polinoamele ortogonale Cebâşev ş.a. [7].

Exemplul 1. Într-un punct aflat la adâncimea de 1057 m s-au măsurat înclinarea $\alpha_1 = 2{,}25^o$ şi azimutul $\omega_1 = 200^o$, iar în următorul punct, aflat la 1155 m, s-au măsurat înclinarea $\alpha_2 = 4{,}75^o$ şi azimutul $\omega_2 = 195^o$.

Să se calculeze variaţia coordonatelor între cele două puncte cu metodele prezentate mai sus.

Soluţie. Diferenţa $\Delta L = L_2 - L_1 = 1155 - 1057 = 98$ m.

1. *Metoda unghiului mediu*. Cu formulele (7) – (9) se calculează:

$$\Delta N = 98 \sin \frac{2{,}25^o + 4{,}75^o}{2} \cos \frac{200^o + 195^o}{2} = - \, 5{,}71 \, \text{m},$$

$$\Delta E = 98 \sin \frac{2{,}25^o + 4{,}75^o}{2} \sin \frac{200^o + 195^o}{2} = - \, 1{,}80 \, \text{m},$$

$$\Delta V = 98\cos\frac{2{,}25^{\circ} + 4{,}75^{\circ}}{2} = 97{,}82\ \text{m}.$$

2. *Metoda tangentelor.* Variaţia coordonatelor se determină cu formulele (10) – (12):

$$\Delta N = 98\frac{\sin 2{,}25^{\circ}\cos 200^{\circ} + \sin 4{,}75^{\circ}\cos 195^{\circ}}{2} = -5{,}73\ \text{m},$$

$$\Delta E = 98\frac{\sin 2{,}25^{\circ}\ \sin 200^{\circ} + \sin 4{,}75^{\circ}\ \sin 195^{\circ}}{2} = -1{,}71\ \text{m},$$

$$\Delta V = 98\frac{\cos 2{,}25^{\circ} + \cos 4{,}75^{\circ}}{2} = 97{,}79\ \text{m}.$$

3. *Metoda arcelor de cerc*. Se calculează mai întâi unghiul total de deviere, cu formula (13):

$$\cos\theta = \cos 2{,}25^{\circ}\cos 4{,}75^{\circ} + \sin 2{,}25^{\circ}\sin 4{,}75^{\circ}\cos\left(195^{\circ} - 200^{\circ}\right) = 0{,}9990357,$$

de unde $\theta = 2{,}516^{\circ}$.

Factorul

$$F = \frac{180}{\pi}\frac{\text{tg}\dfrac{2{,}516}{2}}{\dfrac{2{,}516}{2}} = 1{,}0001607\ .$$

Cu această valoare şi cu formulele (19) – (21), variaţia coordonatelor:

$$\Delta N = 1{,}0001607\cdot 98\frac{\sin 2{,}25^{\circ}\ \cos 200^{\circ} + \sin 4{,}75^{\circ}\ \cos 195^{\circ}}{2} = -5{,}73\ \text{m},$$

$$\Delta E = 1{,}0001607\cdot 98\frac{\sin 2{,}25^{\circ}\ \sin 200^{\circ} + \sin 4{,}75^{\circ}\ \sin 195^{\circ}}{2} = -1{,}71\ \text{m},$$

$$\Delta V = 1{,}0001607\cdot 98\frac{\cos 2{,}25^{\circ} + \cos 4{,}75^{\circ}}{2} = 97{,}81\ \text{m}.$$

4. *Metoda razei de curbură*. Cu formulele (29) – (31) se calculează:

$$\Delta N = -\ 98\cdot\frac{180}{\pi}\cdot\frac{\cos 4{,}75^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ}}{4{,}75 - 2{,}25}\cdot\frac{180}{\pi}\frac{\sin 195^{\circ} - \sin 200^{\circ}}{195 - 200} = -5{,}70\ \text{m},$$

$$\Delta E = 98\cdot\frac{180}{\pi}\cdot\frac{\cos 4{,}75^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ}}{4{,}75 - 2{,}25}\cdot\frac{180}{\pi}\frac{\cos 195^{\circ} - \cos 200^{\circ}}{195 - 200} = -1{,}80\ \text{m},$$

$$\Delta V = 98 \cdot \frac{180}{\pi} \frac{\sin 4{,}75^{\circ} - \sin 2{,}25^{\circ}}{4{,}75 - 2{,}25} = 97{,}81 \text{ m.}$$

Din formulele (38) – (39) rezultă:

$$\Delta N = -98 \cdot \frac{180}{\pi} \cdot \frac{\cos 4{,}75^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ}}{4{,}75 - 2{,}25} \cdot \frac{\sin 195^{\circ} - \sin 200^{\circ}}{2 \sin \frac{195^{\circ} - 200^{\circ}}{2}} = -5{,}71 \text{ m,}$$

$$\Delta E = 98 \cdot \frac{180}{\pi} \cdot \frac{\cos 4{,}75^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ}}{4{,}75 - 2{,}25} \cdot \frac{\cos 195^{\circ} - \sin 200^{\circ}}{2 \sin \frac{195^{\circ} - 200^{\circ}}{2}} = -1{,}80 \text{ m.}$$

Ultimele două valori coincid practic cu cele precedente.

5. *Metoda intensităţilor de deviere constante*. Se calculează mai întâi parametrii:

$$i_{\alpha} = \frac{4{,}75 - 2{,}25}{98} = 0{,}0255102 \text{ grade/m,}$$

$$i_{\omega} = \frac{195 - 200}{98} = -0{,}0510204 \text{ grade/m.}$$

Cu aceste valori şi cu formulele (47) – (49), variaţiile coordonatelor sunt:

$$\Delta N = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{0{,}0255102\left(\cos 4{,}75^{\circ} \cos 195^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ} \cos 200^{\circ}\right)}{\left(-0{,}0510204\right)^2 - \left(0{,}0255102\right)^2} -$$

$$- \frac{180}{\pi} \cdot \frac{0{,}0510204\left(\sin 4{,}75^{\circ} \sin 195^{\circ} - \sin 2{,}25^{\circ} \sin 200^{\circ}\right)}{\left(-0{,}0510204\right)^2 - \left(0{,}0255102\right)^2} = -5{,}71 \text{ m,}$$

$$\Delta E = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{0{,}0255102\left(\cos 4{,}75^{\circ} \sin 195^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ} \sin 200^{\circ}\right)}{\left(-0{,}0510204\right)^2 - \left(0{,}0255102\right)^2} +$$

$$+ \frac{180}{\pi} \cdot \frac{0{,}0510204\left(\sin 4{,}75^{\circ} \cos 195^{\circ} - \sin 2{,}25^{\circ} \cos 200^{\circ}\right)}{\left(-0{,}0510204\right)^2 - \left(0{,}0255102\right)^2} = -1{,}77 \text{ m,}$$

$$\Delta V = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{\sin 4{,}75^{\circ} - \sin 2{,}25^{\circ}}{0{,}0255102} = 97{,}81 \text{ m.}$$

Valorile calculate cu cele cinci metode sunt prezentate în tabela 1.
Faţă de punctul 1, sonda deviază spre sud-vest.
Rezultatele sunt destul de apropiate între ele.

Tabela 1

Metoda	Variaţia coordonatelor		
	Pe verticală	Spre nord	Spre est
–	m	m	m
1. Unghiului mediu	97,82	–5,71	–1,80
2. Tangentelor	97,79	–5,73	–1,71
3. Arcelor de cerc	97,81	–5,73	–1,71
4. Razei de curbură	97,81	–5,71	–1,80
5. Intensităţilor de deviere constante	97,81	–5,71	–1,77

Pentru că unghiurile de înclinare sunt relativ mici, metoda arcelor de cerc oferă, probabil, rezultatele cele mai apropiate de realitate. Metoda tangentelor oferă practic aceleaşi rezultate.

7. Calcule de interpolare

Adeseori, este necesar să fie cunoscute coordonatele unui punct în care nu există măsurători de deviere. Ele pot fi determinate, folosind datele din punctele vecine unde există măsurători, cu ajutorul diverselor tehnici de interpolare, cunoscute din matematică. Aici vor fi folosite metodele de aproximare discutate mai sus. Punctul respectiv poate fi dat pe lungimea sondei sau pe verticală.

Fie L – lungimea sondei până în punctul ce interesează, iar L_1 şi L_2 – lungimile respective până în două puncte vecine, cu $L_1 < L < L_2$.

1. *Metoda unghiului mediu*. Deoarece arcul de curbă reală este asimilat cu un segment de dreaptă, cu înclinarea şi azimutul egale cu media unghiurilor măsurate în cele două puncte vecine, variaţia coordonatelor faţă de primul punct se calculează cu formulele (7) – (9) înlocuind $\Delta L = L_2 - L_1$ cu $l = L - L_1$ Înclinarea şi azimutul sunt chiar valorile medii calculate.

2. *Metoda tangentelor*. Dacă $L - L_1 < (L_2 - L_1)/2$, înclinarea şi azimutul se menţin egale cu cele din punctul 1. Variaţia coordonatelor faţă de acest punct se calculează cu relaţiile:

$$\Delta N = (L - L_1)\sin\alpha_1 \cos\omega_1, \tag{55}$$

$$\Delta E = (L - L_1)\sin\alpha_1 \sin\omega_1, \tag{56}$$

$$\Delta V = (L - L_1)\cos\alpha_1. \tag{57}$$

Dacă $L - L_1 > (L_2 - L_1)/2$ înclinarea şi azimutul sunt egale cu cele din punctul 2. Variaţia coordonatelor va fi:

$$\Delta N = \frac{L_2 - L_1}{2}\sin\alpha_1\cos\omega_1 + \left(L - \frac{L_2 - L_1}{2}\right)\sin\alpha_2\cos\omega_2, \tag{58}$$

$$\Delta E = \frac{L_2 - L_1}{2}\sin\alpha_1\sin\omega_1 + \left(L - \frac{L_2 - L_1}{2}\right)\sin\alpha_2\sin\omega_2, \tag{59}$$

$$\Delta V = \frac{L_2 - L_1}{2}\cos\alpha_1 + \left(L - \frac{L_2 - L_1}{2}\right)\cos\alpha_2. \tag{60}$$

3. *Metoda arcelor de cerc*. Variaţia coordonatelor se poate calcula cu relaţiile (19) – (21), înlocuind mărimile α_2 şi ω_2 cu mărimile α şi ω stabilite printr-o interpolare liniară, dar se pot folosi şi următoarele relaţii:

$$\Delta N = \frac{\Delta L}{\theta}\left[a_N\left(1 - \cos\frac{l\theta}{\Delta L}\right) + \sin\alpha_1\cos\omega_1\sin\frac{l\theta}{\Delta L}\right], \tag{61}$$

$$\Delta E = \frac{\Delta L}{\theta}\left[a_E\left(1 - \cos\frac{l\theta}{\Delta L}\right) + \sin\alpha_1\sin\omega_1\sin\frac{l\theta}{\Delta L}\right], \tag{62}$$

$$\Delta V = \frac{\Delta L}{\theta}\left[a_V\left(1 - \cos\frac{l\theta}{\Delta L}\right) + \cos\alpha_1\sin\frac{l\theta}{\Delta L}\right], \tag{63}$$

cu

$$a_N = \frac{\sin\alpha_2\cos\omega_2 - \sin\alpha_1\cos\omega_1\cos\theta}{\sin\theta}, \tag{64}$$

$$a_E = \frac{\sin\alpha_2\sin\omega_2 - \sin\alpha_1\sin\omega_1\cos\theta}{\sin\theta}, \tag{65}$$

$$a_V = \frac{\cos\alpha_2 - \cos\alpha_1\cos\theta}{\sin\theta} \tag{66}$$

şi cu $l = L - L_1$, $\Delta L = L_2 - L_1$ [12].

Pentru $l = \Delta L$, formulele (61) – (63) se reduc la (19) – (21).

4. *Metoda razei de curbură*. Pentru calculul variaţiilor de coordonate se folosesc relaţiile (29) – (31) sau (38), (39) şi (31).

Înclinarea se determină cu formula (22), unde $l = L - L_1$.

Pentru calculul azimutului, se determină mai întâi deplasarea ΔS cu formula (37), apoi intensitatea de deviere i_o cu formula (25). Deplasarea s din formula

(23) se stabileşte fie rezolvând prin încercări sistemul de ecuaţii (23) şi (24), cu ω în locul lui ω_2, fie acceptând formula (26) cu α în locul lui α_2.

5. *Metoda intensităţilor de deviere constante*. Această metodă este cea mai comodă pentru interpolare ca şi pentru extrapolare – la proiectarea sondelor [9]. Pentru înclinare şi azimut se aplică formulele (40) şi (41), cu $l = L - L_1$, iar pentru variaţia coordonatelor, formulele (47) – (49), eventual (51) – (54), înlocuind ΔL cu l.

Exemplul 2. Să se calculeze înclinarea, azimutul şi variaţia coordonatelor la adâncimea de 1100 m faţă de adâncimea de 1057 m, în aceleaşi condiţii din exemplul 1.

Soluţie. Diferenţa de lungime $l = L - L_1 = 1100 - 1057 = 43$ m.

1. *Metoda unghiului mediu*. Înclinarea la 1100 m este $(2{,}25 + 4{,}75)/2 = 3{,}50^{\circ}$, iar azimutul $(200 + 195)/2 = 197{,}5^{\circ}$.

Variaţia coordonatelor:

$$\Delta N = 43 \sin 3{,}5^{\circ} \cos 197{,}5^{\circ} = -2{,}50 \text{ m},$$

$$\Delta E = 43 \sin 3{,}5^{\circ} \sin 197{,}5^{\circ} = -0{,}79 \text{ m},$$

$$\Delta V = 43 \cos 3{,}5^{\circ} = 42{,}92 \text{ m}.$$

2. *Metoda tangentelor*. Deoarece $l = 43 < 98/2$, înclinarea la 1100 m este $2{,}25^{\circ}$, iar azimutul 200°. Variaţia coordonatelor:

$$\Delta N = 43 \sin 2{,}25^{\circ} \cos 200^{\circ} = -1{,}59 \text{ m},$$

$$\Delta E = 43 \sin 2{,}25^{\circ} \sin 200^{\circ} = -0{,}58 \text{ m},$$

$$\Delta V = 43 \cos 2{,}25^{\circ} = 42{,}97 \text{ m}.$$

3. *Metoda arcelor de cerc*. Cu relaţiile (61) – (66), variaţia coordonatelor:

$$\Delta N = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{98}{2{,}516} \left[-0{,}982496 \left(1 - \cos \frac{43 \cdot 2{,}516^{\circ}}{98} \right) + \sin 2{,}25^{\circ} \cos 200^{\circ} \sin \frac{43 \cdot 2{,}516^{\circ}}{98} \right] = -1{,}99 \text{ m}$$

cu

$$a_N = \frac{\sin 4{,}75^{\circ} \cos 195^{\circ} - \sin 2{,}25^{\circ} \cos 200^{\circ} \cos 2{,}516^{\circ}}{\sin 2{,}516^{\circ}} = -0{,}982496;$$

$$\Delta E = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{98}{2{,}516} \left[-0{,}182640 \left(1 - \cos \frac{43 \cdot 2{,}516^{\circ}}{98} \right) + \sin 2{,}25^{\circ} \sin 200^{\circ} \sin \frac{43 \cdot 2{,}516^{\circ}}{98} \right] = -0{,}65 \text{ m}$$

cu

$$a_E = \frac{\sin 4{,}75^o \sin 195^o - \sin 2{,}25^o \sin 200^o \cos 2{,}516^o}{\sin 2{,}516^o} = -0{,}182640;$$

$$\Delta V = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{98}{2{,}516}\left[-0{,}038732\left(1-\cos\frac{43\cdot 2{,}516^o}{98}\right)+\cos 2{,}25^o \sin\frac{43\cdot 2{,}516^o}{98}\right] = 42{,}93 \text{ m}$$

cu

$$a_V = \frac{\cos 4{,}75^o - \cos 2{,}25^o \cos 2{,}516^o}{\sin 2{,}516^o} = -0{,}038732.$$

Printr-o interpolare liniară:

$$\alpha = 2{,}25 + \frac{43}{98}(4{,}75 - 2{,}25) = 3{,}35^o.$$

$$\omega = 200 + \frac{43}{98}(195 - 200) = 197{,}81^o.$$

4. *Metoda razei de curbură*. Cu formulele (24) şi (22) se determină:

$$i_\alpha = \frac{4{,}75 - 2{,}25}{1155 - 1057} = 0{,}0255102 \text{ grade/m},$$

$$\alpha = 2{,}25 + 0{,}0255102 \cdot 43 = 3{,}3469 \approx 3{,}35^o.$$

Cu formula (37)

$$\Delta S = -98 \cdot \frac{\cos 4{,}75^o - \cos 2{,}25^o}{4{,}75 - 2{,}25} \cdot \frac{195 - 200}{2\sin\frac{195^o - 200^o}{2}} = -5{,}984 \text{ m},$$

iar cu formula (26)

$$\Delta H = -98 \cdot \frac{180}{\pi} \cdot \frac{\cos 4{,}75^o - \cos 2{,}25^o}{4{,}75 - 2{,}25} = -5{,}982 \text{ m}.$$

Cele două mărimi sunt practic identice.
Intensitatea de deviere în plan orizontal

$$i_o = \frac{195^o - 200^o}{-5{,}984} = 0{,}83556 \text{ grade/m}.$$

Acceptând formula (26), în care se iau $\Delta L = l = 43$ m şi $\alpha_2 = \alpha = 3{,}3469^o$,

$$s = -43 \cdot \frac{180}{\pi} \cdot \frac{\cos 3{,}3469^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ}}{3{,}3469 - 2{,}25} = -2{,}10 \text{ m}.$$

Cu această valoare, azimutul la 1100 m

$$\omega = 200 - 0{,}83556 \cdot 2{,}10 = 198{,}25^{\circ}.$$

Variaţia coordonatelor se calculează cu formulele (38), (39) şi, respectiv, (31):

$$\Delta N = -\frac{180}{\pi} \cdot \frac{43\left(\cos 3{,}3469^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ}\right) \cdot \left(\sin 198{,}25^{\circ} - \sin 200^{\circ}\right)}{2(3{,}3469 - 2{,}25)\sin \dfrac{198{,}25^{\circ} - 200^{\circ}}{2}} = -1{,}98 \text{ m},$$

$$\Delta E = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{43\left(\cos 3{,}3469^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ}\right) \cdot \left(\cos 198{,}25^{\circ} - \cos 200^{\circ}\right)}{2(3{,}3469 - 2{,}25)\sin \dfrac{198{,}25^{\circ} - 200^{\circ}}{2}} = -0{,}69 \text{ m},$$

$$\Delta V = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{43\left(\sin 3{,}3469^{\circ} - \sin 2{,}25^{\circ}\right)}{3{,}3469 - 2{,}25} = 42{,}95 \text{ m}.$$

5 . *Metoda intensităţilor de deviere constante*. La 1100 m, înclinarea

$$\alpha = \alpha_1 + i_{\alpha} l = 2{,}25 + 0{,}0255102 \cdot 43 = 3{,}3469 \approx 3{,}35^{\circ},$$

iar azimutul

$$\omega = \omega_1 + i_{\omega} l = 200 - 0{,}0510204 \cdot 43 = 197{,}81^{\circ}.$$

Cu aceste valori, variaţia coordonatelor:

$$\Delta N = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{0{,}0255102\left(\cos 3{,}3469^{\circ} \cos 197{,}81^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ} \cos 200^{\circ}\right)}{(-0{,}0510204)^2 - (0{,}0255102)^2} -$$

$$-\frac{180}{\pi} \cdot \frac{0{,}0510204\left(\sin 3{,}3469^{\circ} \sin 197{,}81^{\circ} - \sin 2{,}25^{\circ} \sin 200^{\circ}\right)}{(-0{,}0510204)^2 - (0{,}0255102)^2} = -1{,}97 \text{ m},$$

$$\Delta E = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{0{,}0255102\left(\cos 3{,}3469^{\circ} \sin 197{,}81^{\circ} - \cos 2{,}25^{\circ} \sin 200^{\circ}\right)}{(-0{,}0510204)^2 - (0{,}0255102)^2} +$$

$$+\frac{180}{\pi} \cdot \frac{0{,}0510204\left(\sin 3{,}3469^{\circ} \cos 197{,}81^{\circ} \sin 2{,}25^{\circ} \cos 200^{\circ}\right)}{(-0{,}0510204)^2 - (0{,}0255102)^2} = -0{,}72 \text{ m},$$

$$\Delta V = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{\sin 3{,}3469^{\circ} - \sin 2{,}25^{\circ}}{0{,}0255102} = 42{,}95 \text{ m}.$$

Printr-o simplă interpolare liniară, se obţine:

$$\Delta N = -5{,}73\frac{43}{98} = -2{,}51\ \text{m},$$

$$\Delta E = -1{,}71\frac{43}{98} = -0{,}75\ \text{m},$$

$$\Delta V = 97{,}81\frac{43}{98} = 42{,}92\ \text{m},$$

$$\alpha = 2{,}25 + \frac{4{,}75 - 2{,}25}{98}\cdot 43 = 3{,}35^{\circ},$$

$$\omega = 200 + \frac{195 - 200}{98}\cdot 43 = 197{,}81^{\circ}.$$

Valorile sintetizate în tabela 2 sunt mult mai disparate decât cele din tabela 1.

Tabela 2

Metoda	Înclinarea	Azimutul	Variaţia coordonatelor		
			Spre nord	Spre est	Pe verticală
–	grade	grade	m	m	m
1. Unghiului mediu	3,50	197,50	– 2,50	– 0,79	42,92
2. Tangentelor	2,25	200,00	– 1,59	– 0,58	42,97
3. Arcelor de cerc	3,35	197,81	– 1,99	– 0,65	42,93
4. Razei de curbură	3,35	198,25	– 1,98	– 0,69	42,95
5. Intensităţilor de deviere constante	3,35	197,81	– 1,97	– 0,72	42,95
6. Interpolării liniare	3,35	197,81	– 2,51	– 0,75	42,92

Probabil, cele mai apropiate valori de cele reale sunt obţinute cu metoda arcelor de cerc, metoda razei de curbură şi cea a intensităţilor de deviere constante.

8. Reprezentări grafice

O sondă deviată poate fi vizualizată în două sau trei dimensiuni.

În două dimensiuni, o sondă este proiectată pe unul sau mai multe plane verticale şi în plan orizontal. Proiecţiile verticale constituie profilele sondei în acele plane. Ele pot fi construite pentru orice azimut.

Uneori, sonda se proiectează în planul vertical sud-nord şi planul vertical vest-est, dar cel mai adesea se proiectează într-un plan în care ea să fie cât mai puţin deformată. Pentru sonde dirijate se alege planul vertical care conţine gura sondei şi locaţia ţintei sau talpa sondei reale.

Fie M un punct oarecare de pe traseul sondei cu coordonatele N_M, E_M şi V_M. Ele se calculează cu formulele:

$$N_M = \sum_{i=1}^{n} \Delta N_i \,, \tag{67}$$

$$E_M = \sum_{i=1}^{n} \Delta E_i \,, \tag{68}$$

$$V_M = \sum_{i=1}^{n} \Delta V_i \,, \tag{69}$$

unde n reprezintă numărul paşilor de calcul (numărul staţiilor de măsurare până în punctul M).

În plan orizontal, proiecţia punctului M este M', cu aceleaşi coordonate N_M şi E_M ca şi ale punctului M (fig. 6).

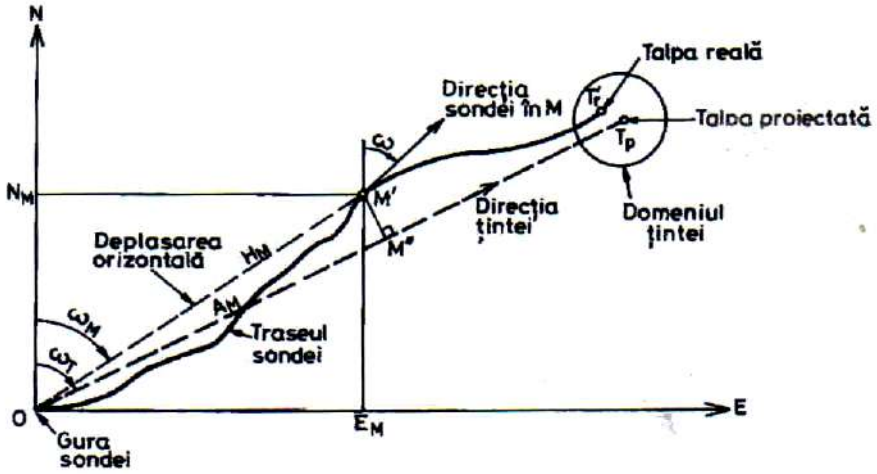

Fig. 6. *Proiecţia unei sonde în plan orizontal.*

Azimutul punctului M, identic cu cel al punctului M', se determină cu relaţia:

$$\operatorname{tg} \omega_M = \frac{E_M}{N_M} \,, \tag{70}$$

iar deplasarea lui orizontală

$$H_M = \sqrt{N_M^2 + E_M^2} \,. \tag{71}$$

Dacă proiecţia verticală are loc în planul cu azimutul ω_T, care de obicei este azimutul locaţiei ţintei proiectate, deplasarea orizontală a sondei pe direcţia respectivă

$$A_M = H_M \cos(\omega_T - \omega_M). \tag{72}$$

Când $A_M < 0$ – sonda se deplasează în sens contrar tălpii proiectate T_p .

La stabilirea azimutului ω_M trebuie ţinut seama de semnul coordonatelor N_M şi E_M (de cadranul în care se află punctul M'). Astfel:

1. dacă $N_M > 0$ şi $E_M > 0$ (cadranul 1) $\omega_M = \text{arctg}\,(E_M/N_M)$;
2. dacă $N_M < 0$ şi $E_M > 0$ (cadranul 2) $\omega_M = \pi + \text{arctg}\,(E_M/N_M)$;
3. dacă $N_M < 0$ şi $E_M < 0$ (cadranul 3) $\omega_M = \pi + \text{arctg}\,(E_M/N_M)$;
4. dacă $N_M > 0$ şi $E_M < 0$ (cadranul 4) $\omega_M = 2\pi + \text{arctg}\,(E_M/N_M)$.

În proiecţie verticală, se figurează punctul M'' de coordonate A_M şi V_M (fig. 7)

Prin unirea tuturor punctelor de calcul (de măsurare) astfel figurate, se obţin cele două proiecţii, în plan orizontal şi în planul vertical cu azimutul ω_T. Ultima proiecţie reprezintă profilul sondei în planul respectiv. De-a lungul celor două proiecţii pot fi trecute diverse adâncimi şi alte date care interesează.

Dacă pe cele două desene este figurată şi sonda proiectată, se poate evalua în ce măsură sonda realizată se îndepărtează de traseul planificat.

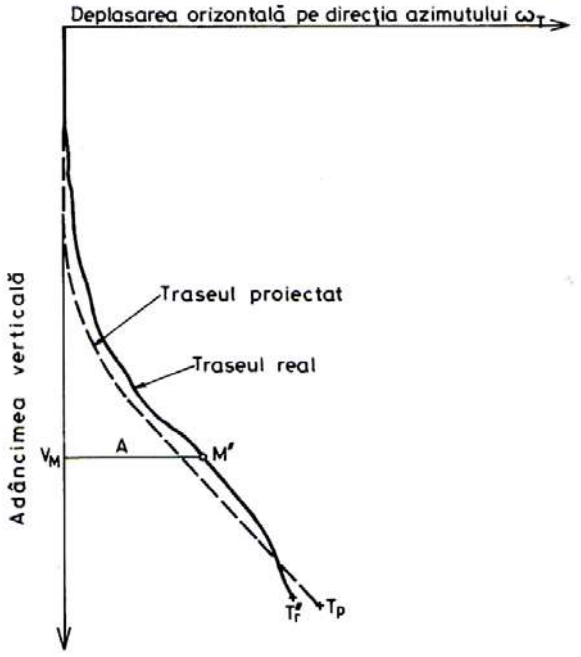

Fig. 7. *Proiecţia unei sonde în planul vertical cu azimutul ω_T.*

Exemplul 3. Să se stabilească traseul unei sonde cu datele de deviere din tabela 3. Până la 10^o înclinare se va folosi metoda arcelor de cerc, iar peste 10^o – metoda razei de curbură. Profilul sondei se va trasa în planul vertical cu azimutul $\omega_T = 127^o$ – direcţia locaţiei ţintei preconizate. Deplasarea orizontală a locaţiei ţintei $A_T = 225$ m.

Soluţie. La gura sondei se admite azimutul egal cu cel din primul punct de măsurare, 270^o, iar înclinarea 0^o.

1. Primul pas constă în calculul variaţiei coordonatelor între primul punct de măsurare şi gura sondei.

Unghiul total de deviere dintre cele două puncte se calculează cu formula (6) din capitolul 1 deoarece unghiurile de înclinare sunt mici:

$$\sin^2\frac{\theta}{2} = \sin^2\frac{0{,}50^o - 0^o}{2} + \sin 0^o \sin 0{,}50^o \sin^2\frac{270^o - 270^o}{2} = \sin^2\frac{0{,}50^o}{2},$$

de unde $\theta = 0{,}50^o$. Din formula (18), $F = 1{,}0000063$.

Cu formulele (19) – (21) se calculează:

$$\Delta N = 1{,}0000063\frac{40\left(\sin 0^o \cos 270^o + \sin 0{,}50^o \cos 270^o\right)}{2} = 0 \text{ m},$$

$$\Delta E = 1{,}0000063\frac{40\left(\sin 0^o \sin 270^o + \sin 0{,}50^o \sin 270^o\right)}{2} = -0{,}1745 \approx -0{,}17 \text{ m},$$

$$\Delta V = 1{,}0000063\frac{40\left(\cos 0^o + \cos 0{,}50^o\right)}{2} = 39{,}9994 \approx 40{,}00 \text{ m}.$$

Factorul F poate fi luat egal cu 1.

Sonda deviază, în primul punct de măsurare, spre vest (azimut 270^o): $H_1 = 0{,}1745$ m.

Deplasarea sondei în direcţia ţintei, formula (72),

$$A_1 = 0{,}1745\cos(270^o - 127^o) = -0{,}1394 \approx -0{,}14 \text{ m}.$$

În plan orizontal sonda se îndepărtează de ţintă cu 0,14 m.

Intensitatea de deviere medie între gura sondei şi punctul 1

$$i = 0{,}50/40 \cdot 10 = 0{,}125^o/10 \approx 0{,}13^o/10 \text{ m}.$$

Valorile calculate, rotunjite la două zecimale, sunt trecute în tabela 3.

2. În continuare, pentru primele două puncte de măsurare

$$\sin^2\frac{\theta}{2} = \sin^2\frac{0{,}50^o - 0{,}50^o}{2} + \sin 0{,}50^o \sin 0{,}50^o \sin^2\frac{270^o - 270^o}{2} = 0,$$

de unde $\theta = 0$ (direcţia sondei se păstrează) şi $F = 1$.

Variaţia coordonatelor între cele două puncte:

$$\Delta N = \frac{20\left(\sin 0{,}50^o \cos 270^o + \sin 0{,}50^o \cos 270^o\right)}{2} = 0,$$

Tabela 3

Date măsurate				Adâncimea verticală	Deplasarea orizontală			Azimutul deplasării	Deplasarea pe direcţia cu azimutul de 127^0	Intensitatea de deviere
Numă-rul staţiei	Adân-cimea măsurată	Înclinarea	Azimutul		Nord/ –Sud	Est/ –Vest	Totală			
–	m	grade	grade	m	m	m	m	grade	m	gr/10m
–	0	0,00	–	0,00	0,00	0,00	0,00	–	0,00	–
1	40	0,50	270	40,00	0,00	– 0,17	0,17	270,0	– 0,14	0,13
2	60	0,50	270	60,00	– 0,00	– 0,35	0,35	270,0	– 0,28	0,00
3	80	0,50	260	80,00	– 0,02	– 0,52	0,52	268,3	– 0,41	0,04
4	100	0,50	260	100,00	– 0,05	– 0,69	0,70	266,3	– 0,53	0,00
5	120	0,50	260	120,00	– 0,08	– 0,87	0,87	265,0	– 0,65	0,00
6	150	2,00	265	149,99	– 0,14	– 1,52	1,52	264,6	– 1,12	0,50
7	175	2,00	260	174,97	– 0,26	– 2,38	2,39	263,8	– 1,75	0,07
8	200	1,50	265	199,96	– 0,36	– 3,14	3,16	263,4	– 2,29	0,21
9	227	1,25	114	226,96	– 0,51	– 3,22	3,26	260,9	– 2,26	0,99
10	236	2,50	115	235,95	– 0,64	– 2,95	3,02	257,8	– 1,97	1,39
11	245	3,75	115	244,94	– 0,84	– 2,51	2,65	251,4	– 1,50	1,39
12	254	5,00	114	253,91	– 1,13	– 1,88	2,19	239,1	– 0,83	1,39
13	264	6,25	116	263,87	– 1,54	– 0,99	1,84	212,8	0,13	1,27
14	273	7,50	117	272,80	– 2,02	– 0,03	2,02	180,9	1,19	1,40
15	291	10,00	118	290,59	– 3,29	2,40	4,07	144,0	3,84	1,39
16	300	11,25	118	299,44	– 4,07	3,86	5,61	136,5	5,53	1,39
17	318	12,75	117	317,04	– 5,80	7,18	9,23	128,9	9,22	0,84
18	338	13,50	115	336,52	– 7,79	11,26	13,69	124,7	13,68	0,44
19	357	15,00	114	354,94	– 9,73	15,52	18,32	122,1	18,25	0,80
20	376	15,75	114	373,26	– 11,78	20,12	23,31	120,3	23,16	0,40

21	395	16,75	115	391,49	– 13,98	24,96	28,61	119,3	28,35	0,55
22	420	18,50	115	415,32	– 17,18	31,82	36,16	118,4	35,75	0,70
23	430	19,00	115	424,79	– 18,54	34,73	39,37	118,1	38,90	0,50
24	445	20,00	115	438,93	– 20,66	39,23	44,37	117,7	43,79	0,67
25	454	20,75	116	447,37	– 22,00	42,10	47,50	117,6	46,86	0,92
26	464	21,50	116	456,69	– 23,58	45,34	51,34	117,5	50,40	0,75
27	482	22,00	117	473,41	– 26,56	51,31	57,77	117,4	56,96	0,35
28	491	22,00	118	481,76	– 28,12	54,30	61,14	117,4	60,28	0,42
29	511	23,00	119	500,24	– 31,77	61,02	68,80	117,5	67,85	0,54
30	520	23,50	119	508,51	– 33,49	64,13	72,35	117,6	71,37	0,56
31	530	24,00	120	517,66	– 35,48	67,64	76,37	117,7	75,36	0,64
32	546	24,50	120	532,24	– 38,76	73,33	82,94	117,9	81,89	0,31
33	556	24,75	120	541,34	– 40,84	76,93	87,10	118,0	86,02	0,25
34	571	25,00	120	554,94	– 44,00	82,40	93,41	118,1	92,29	0,17
35	589	25,50	119	571,22	– 47,78	89,08	101,09	118,2	99,90	0,36
36	602	26,00	118	582,93	– 50,48	94,05	106,73	118,2	105,48	0,51
37	611	27,00	118	590,99	– 52,36	97,59	110,75	118,2	109,45	1,11
38	628	28,25	120	606,05	– 56,18	104,48	118,63	118,3	117,26	0,92
39	640	29,00	120	616,58	– 59,06	109,46	124,38	118,3	122,96	0,63
40	681	30,00	120	652,27	– 69,15	126,95	144,56	118,6	143,01	0,24
41	700	28,00	119	668,88	– 73,69	134,96	153,77	118,6	152,13	1,08
42	720	28,00	119	686,54	– 78,24	143,18	163,16	118,7	161,43	0,00
43	750	26,50	120	713,21	– 85,00	155,13	176,89	118,7	175,05	0,52
44	775	27,00	125	735,54	– 91,04	164,62	188,12	118,9	186,27	0,92
45	800	26,25	130	757,88	– 97,87	173,51	199,21	119,4	197,47	0,95
46	825	26,50	120	780,28	– 104,24	182,61	210,27	119,7	208,57	1,78
47	840	25,00	120	793,79	– 107,50	188,25	216,78	119,7	215,04	1,00

$$\Delta E = \frac{20\left(\sin 0{,}50^{\circ}\ \sin 270^{\circ} + \sin 0{,}50^{\circ}\ \sin 270^{\circ}\right)}{2} = -\ 0{,}1745\ \text{m},$$

$$\Delta V = \frac{20\left(\cos 0{,}50^{\circ} + \cos 0{,}50^{\circ}\right)}{2} = 19{,}9992\ \text{m}.$$

Aceste variaţii se cumulează cu cele precedente şi coordonatele punctului 2 sunt:

$$N_2 = 0,\ E_2 = -\,0{,}3490 \approx -\,0{,}35\ \text{m},\ V_2 = 59{,}9986 \approx 60{,}00\ \text{m}.$$

Sonda continuă să devieze spre vest: deplasarea totală este 0,3490 ≈ 0,35 m.
Deplasarea sondei în direcţia ţintei

$$A_2 = 0{,}3490\cos(270^{\circ} - 127^{\circ}) = -\,0{,}2787 \approx -\,0{,}28\ \text{m}.$$

Sonda se îndepărtează de ţintă, în plan orizontal, cu 0,28 m.
Intensitatea de deviere medie între punctele 1 şi 2 $i = 0$.
3. Pentru punctele de măsurare 2 şi 3:

$$\sin^2\frac{\theta}{2} = \sin^2\frac{0{,}50^{\circ} - 0{,}50^{\circ}}{2} + \sin 0{,}50 \sin 0{,}50 \sin^2\frac{260^{\circ} - 270^{\circ}}{2} = \sin^2 0{,}50^{\circ} \sin^2 5^{\circ},$$

de unde $\theta = 0{,}087^{\circ}$ şi $F = 1{,}00000007 \approx 1$.
Variaţia coordonatelor între punctele 2 şi 3:

$$\Delta N = \frac{20\left(\sin 0{,}50^{\circ}\ \cos 260^{\circ} + \sin 0{,}50^{\circ}\ \cos 270^{\circ}\right)}{2} = -\,0{,}01515\ \text{m},$$

$$\Delta E = \frac{20\left(\sin 0{,}50^{\circ}\ \sin 260^{\circ} + \sin 0{,}50^{\circ}\ \sin 270^{\circ}\right)}{2} = -\,0{,}1732\ \text{m},$$

$$\Delta V = \frac{20\left(\cos 0{,}50^{\circ} + \cos 0{,}50^{\circ}\right)}{2} = 19{,}9992\ \text{m}.$$

Adunate cu precedentele, rezultă coordonatele punctului 3:

$$N_3 = -\,0{,}01515 \approx -\,0{,}02\ \text{m},\quad E_3 = -\,0{,}5222 \approx -\,0{,}52\ \text{m},\quad V_3 = 79{,}9978 \approx 80{,}00\ \text{m}.$$

Deplasarea punctului 3 în plan orizontal, formula (71),

$$H_3 = \sqrt{(-\,0{,}01515)^2 + (-\,0{,}5222)^2} = 0{,}5224 \approx 0{,}52\ \text{m}.$$

Orientarea punctului 3, aflat în cadranul 3 ($180^{\circ} - 270^{\circ}$),

$$\omega_3 = 180 + \operatorname{arctg}\frac{-\,0{,}5222}{-\,0{,}01515} = 268{,}34^{\circ}.$$

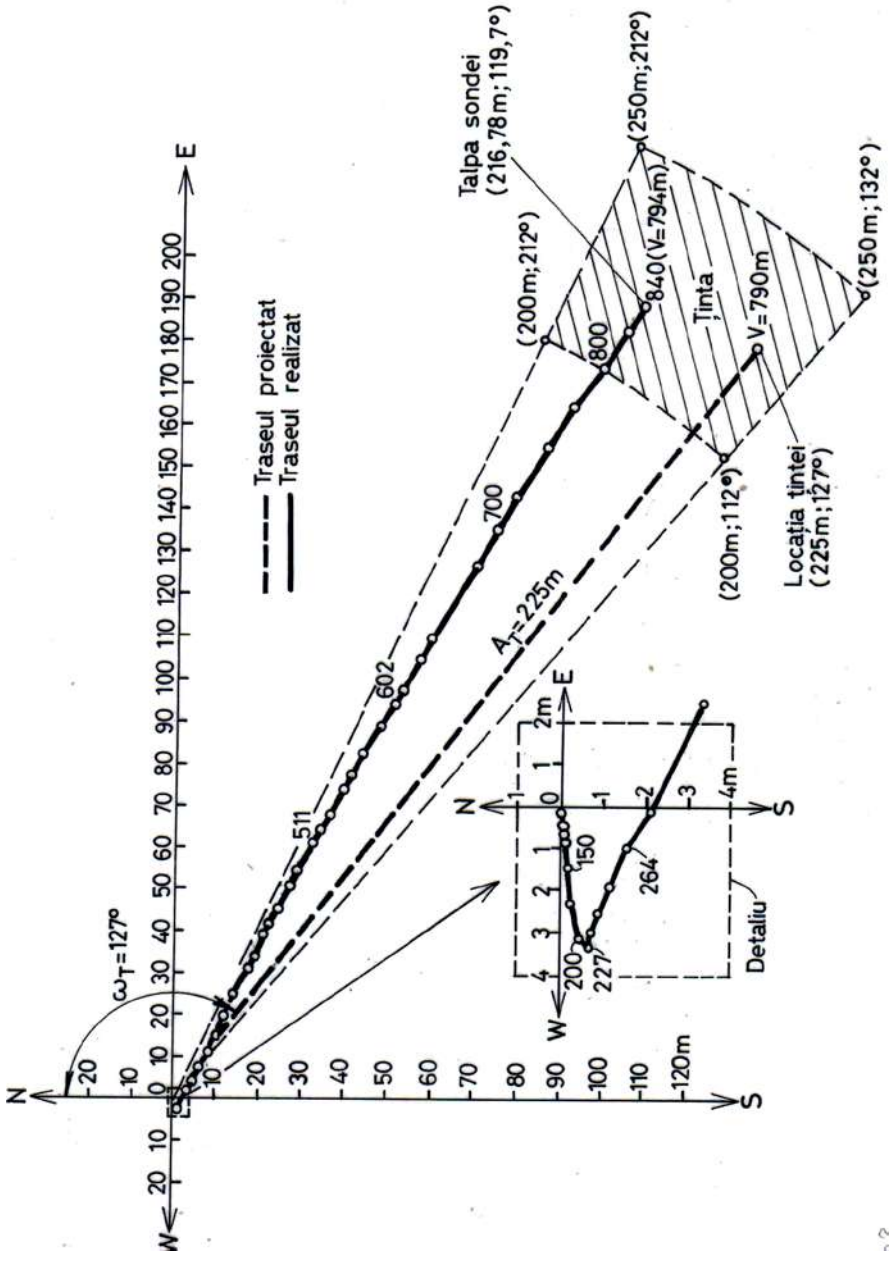

Fig. 8. *Înclinograma sondei din exemplul 3.*

Deplasarea sondei în direcţia ţintei

$$A_3 = 0{,}5224\cos(268{,}34^o - 127^o) = -0{,}4079 \approx -0{,}41 \text{ m.}$$

Intensitatea de deviere medie pe intervalul 2 – 3

$$i = 0{,}087/20 \cdot 10 = 0{,}043^o/10 \approx 0{,}04^o/10 \text{ m.}$$

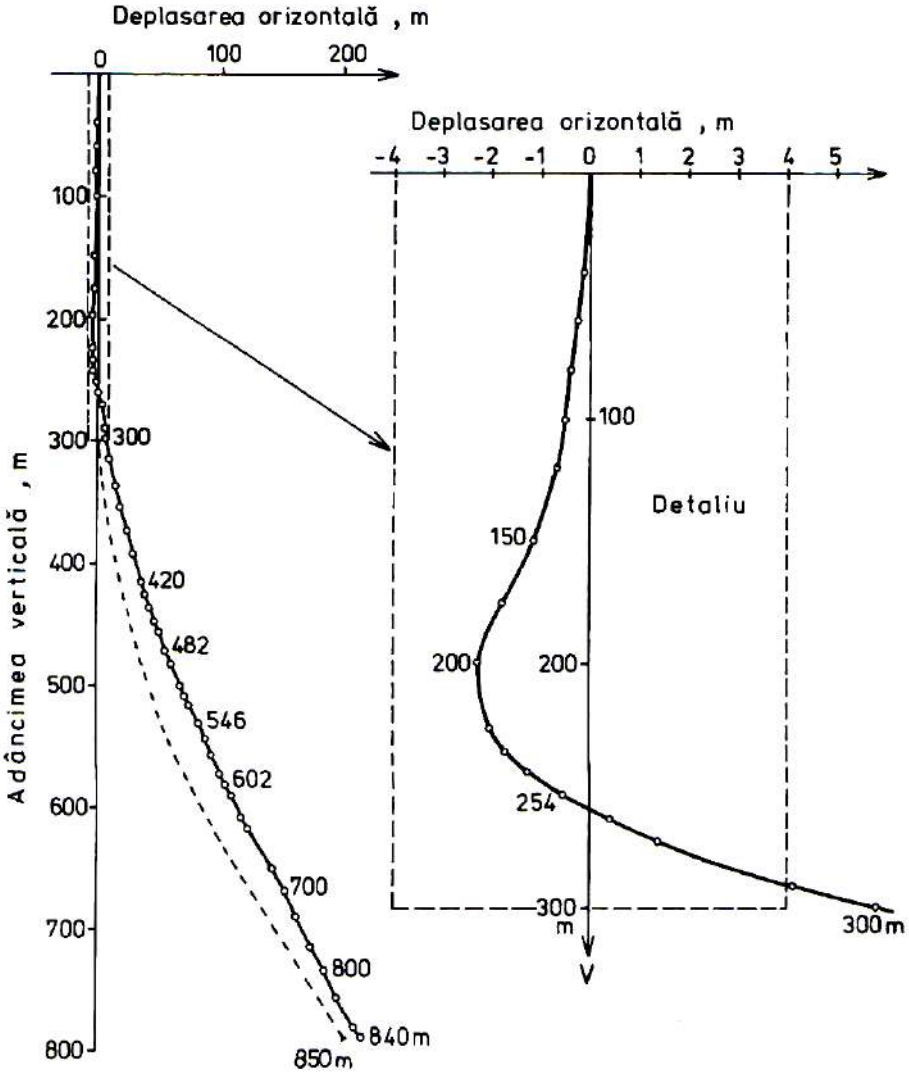

Fig. 9. *Profilul sondei din exemplul 3 în planul vertical cu azimutul de 127°.*

Calculele continuă cu metoda arcelor de cerc până la 291 m, unde înclinarea atinge 10^o, apoi se foloseşte metoda razei de curbură.

Rezultatele sunt trecute în tabela 3 şi pe desenele din figurile 8 şi 9.

Intervalul iniţial, 0 – 300 m, este prezentat şi la o scară mărită.

Începând de la 227 m sonda se întoarce spre sud-est şi în final ajunge în interiorul ţintei. Aceasta este figurată printr-un sector circular, definit prin nişte toleranţe la valorile A_T şi ω_T.

Adâncimea pe verticală a sondei, cu lungimea de 840 m, este de $793{,}79 \approx 794$ m. Deplasarea orizontală este de 216,78 m, iar în direcţia ţintei de 215,04 m.

Pe desenele respective s-a figurat cu linii întrerupte şi sonda proiectată. Se poate compara astfel traseul sondei realizate cu cel al sondei proiectate, în timpul forajului şi după finalizarea lui.

9. Certitudinea traseului unei sonde

Traseul real al unei sonde poate fi sensibil diferit de cel calculat. Consecinţele sunt uneori grave: de la hărţi sau secţiuni geologice inexacte şi scheme de exploatare a zăcământului necorespunzătoare până la „coliziunea" nedorită a două sonde sau ratarea obiectivului preconizat. La forajul unei sonde de salvare, care urmăreşte să întâlnească sau să se apropie cât mai mult de sonda scăpată de sub control, incertitudinea poziţiei relative a celor două sonde întârzie rezolvarea accidentului; uneori, sonda de salvare trebuie resăpată de la o anumită adâncime.

Situaţii nedorite pot interveni şi atunci când ţinta se află în vecinătatea conturului unui zăcământ, a limitelor apă-petrol şi gaze-petrol. Problema devine serioasă la forajul sondelor orizontale când stratele urmărite sunt subţiri sau când domeniul ţintelor este redus, la forajul sondelor multiple şi în cazul reintrărilor.

Traseul calculat poate diferi de cel real din două motive: aproximaţiile introduse de modelul matematic ales pentru descrierea curbei reale care reprezintă axa sondei şi erorile măsurătorilor de deviere. Atât erorile introduse de modelul matematic, cât şi cele de măsurare se pot cumula cu fiecare punct de calcul şi traseul determinat se îndepărtează continuu de cel real, abaterile ajungând la zeci de metri. Efectul ambelor surse de erori, îndeosebi cel introdus de modelul de calcul, este diminuat dacă distanţa dintre punctele de măsurare a devierii este suficient de mică.

S-au dezvoltat şi modele de calcul mai precise, dar şi mai laborioase, decât cele discutate în paragrafele anterioare; totuşi, la precizia aparatelor de măsurare uzuale, ele nu conferă o certitudine mai mare a traseului calculat. Cauza principală a abaterii traseului stabilit faţă de cel real o constituie erorile măsurătorilor de deviere, în primul rând erorile introduse de condiţiile de operare în sonde.

Aşa cum se ştie, erorile de măsurare sunt sistematice sau întâmplătoare. Chiar dacă sunt mai mici decât celelalte, erorile sistematice se pot cumula de la un punct la altul şi efectul lor este de câteva ori mai mare, pentru că erorile întâmplătoare au o tendinţă de compensare reciprocă.

Unele erori sunt caracteristice senzorilor de măsurare, altele au drept cauze influenţe externe (nealiniere, interferenţe magnetice, orientare imprecisă).

Unele erori sunt comune tuturor tipurilor de aparate de deviere, altele sunt specifice tipurilor de instrumente utilizate, magnetice sau giroscopice.

Mărimea erorilor depinde de foarte mulţi factori: construcţia şi precizia aparatului de deviere, centrarea lui în gaura de sondă, înclinarea, azimutul şi curbura locală a sondei, amplasarea geografică a sondei (în primul rând latitudinea locului), durata operaţiei (pentru giroscoape), temperatură, starea găurii de sondă, tehnologia de operare ş.a. Sunt afectate de erori mai ales măsurătorile de înclinare şi de orientare, mai puţin cele de adâncime [2, 5, 6, 12, 17, 18, 21].

Erorile *comune* tuturor tipurilor de aparate sunt provocate de:

– nealinierea instrumentelor cu axa sondei;

– erorile de referinţă;

– toleranţele constructive (centrare, paralelism) şi de funcţionare;

– calibrarea imprecisă;

– funcţionarea defectuoasă (frecări mari în lagăre, în articulaţii şi în mediul de lucru);

– măsurarea eronată a cablului de lansare sau a garniturii de prăjini;

Erorile de aliniere pot fi semnificative. Mărimea lor este determinată de modul de operare (cu cablu, în gaură liberă, prin prăjini, în sistem MWD), de înclinarea şi curbura sondei, prezenţa ocnirilor. În sonde apropiate de verticală, în găuri escavate, în zone cu intensităţi mari de curbură investigate cu aparate lungi, dacă ele au diametrul redus în raport cu cel al sondei şi nu sunt centrate, dar şi în sonde cu înclinări mari unde centrorii de la capete (când există) se deformează inegal, aparatele introduse cu cablu nu sunt paralele cu axa sondei (fig. 10, *a*).

Măsurătorile prin prăjini, inclusiv cele în sistem MWD, sunt afectate de faptul că ansamblul de fund este încovoiat sub greutatea proprie şi din cauza apăsării lăsate pe sapă: axa aparatului de măsurare nu este paralelă cu axa sondei (fig. 10, *b*, şi *c*). Mărimea dezaxării este determinată de dimensiunile şi rigiditatea prăjinilor din ansamblu, de apăsarea pe sapă, de diametrul şi înclinarea găurii de sondă, poziţia stabilizatorilor, prezenţa unui motor dezaxat, locul de plasare a aparatului în ansamblu. Sunt influenţate unghiurile de înclinare măsurate, mai puţin azimuturile. Erorile pot ajunge la $0{,}2 – 0{,}3^{o}$ şi, în cazul sondelor orizontale, adâncimea pe verticală calculată diferă de cea reală chiar cu câţiva metri. La sisteme MWD, cunoscând valorile tuturor factorilor care o determină, nealinierea respectivă este calculată, iar unghiurile de înclinare măsurate sunt corectate automat. Cu două accelerometre suplimentare plasate la o distanţă suficient de mare, efectul încovoierii ansamblului de fund poate fi estimat [8, 15].

La sistemele MWD, erori de aliniere sunt introduse şi de toleranţele privind montarea senzorilor în carcasele lor, a acestora din urmă în prăjina grea.

Erorile de referinţă intervin la giroscoapele care necesită o orientare iniţială, iar la cele magnetice când declinaţia magnetică nu este corect evaluată [13, 14].

Erorile de calibrare sunt prezente atunci când instrumentele nu sunt calibrate periodic şi cu atenţia cuvenită.

Exceptând greşelile grosolane de măsurare a cablului, de numărare a prăjinilor, pot interveni şi erori de lungime ca urmare a alungirii cablului (garniturii) provocate de tracţiune, presiune interioară, dilatare termică [4].

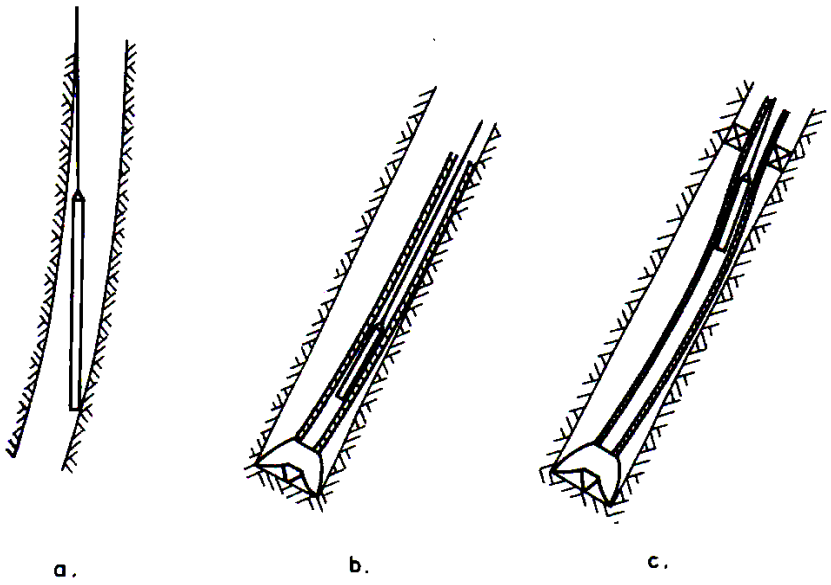

Fig. 10. *Aparate de măsurare a devierii care nu sunt aliniate cu axa sondei: a – aparat necentrat în sondă; b şi c – prăjini încovoiate.*

Măsurătorile cu *aparate magnetice* sunt afectate de :

– interferenţele magnetice din vecinătatea corpurilor feroase (coloane de burlane, prăjini, platforme metalice);

– variaţiile seculare ale declinaţiei magnetice;

– anomaliile crustale create de prezenţa zăcămintelor de fier şi a masivelor vulcanice [11];

– fluctuaţiile magnetice diurne provocate de activitatea solară şi de rotirea pământului, semnificative la latitudini mari [2];

– efectul de ecranare a câmpului magnetic terestru creat de particulele metalice rezultate din eroziunea prăjinilor şi a coloanelor de burlane, dar şi a unor materiale de îngreunare a noroaielor, a bentonitei şi a detritusului [1, 16, 19];

– magnetizarea longitudinală a prăjinilor, ca urmare a rotirii şi a manevrării lor în câmpul magnetic terestru, dar şi a inspectării lor electromagnetice;

– existenţa unor zone magnetice în prăjinile grele amagnetice, de obicei în apropierea capetelor;

– automagnetizarea aparatelor de deviere;

– vecinătatea bateriilor galvanice.

Măsurătorile cu *aparate giroscopice* sunt afectate de:

– latitudinea locului geografic;

– înclinarea sondei;

– precizia orientării iniţiale;

– precizia corecţiilor de derivă.

Ultimele două tipuri de erori se întâlnesc la giroscoape obişnuite, fără corecţia automată a derivei şi căutarea permanentă a nordului geografic. Între deriva calculată, presupusă proporţională cu timpul, şi cea reală poate exista o diferenţă care uneori ajunge la câteva grade/h. Din acest motiv, la multe giroscoape obişnuite, durata operaţiei şi, implicit, adâncimea de folosire sunt limitate.

Erorile cresc cu latitudinea şi cu înclinarea sondei, atât în cazul aparatelor magnetice, cât şi a celor giroscopice şi devin necontrolabile în apropiere de poli.

Există şi alt gen de erori, cum sunt cele provocate de curbura pământului, care nu pot fi ignorate la sonde orizontale lungi şi cu ţinte mici [20, 23].

Presupunând că există un număr suficient de mare de măsurători şi că erorile sistematice şi cele întâmplătoare au o anumită comportare, ele pot fi prelucrate probabilistic. În acest sens, s-a introdus noţiunea de *elipsoid de incertitudine,* în plan *elipsă de incertitudine*: fiind dat un anumit nivel de încredere, un punct oarecare de-a lungul sondei se află, cu o anumită probabilitate, în interiorul unui elipsoid ale cărui dimensiuni pot fi calculate. Elipsoidul de incertitudine este orientat cu una dintre axe de-a lungul sondei, a doua în direcţia care indică faţa de sus a sondei şi a treia perpendiculară pe primele două; poate fi orientat şi pe direcţiile nord, est şi verticală. Dimensiunile elipsoidului de incertitudine se reduc când precizia aparaturii folosite este mai mare, dar cresc cu lungimea sondei şi cu nivelul de încredere impus. La 2000 – 3000 m, cu aparate de măsurare uzuale, la o probabilitate de 95,45 %, care corespunde unei abateri standard $\sigma = 2$, semiaxele elipsoidului de incertitudine sunt de ordinul 10 – 20 m.

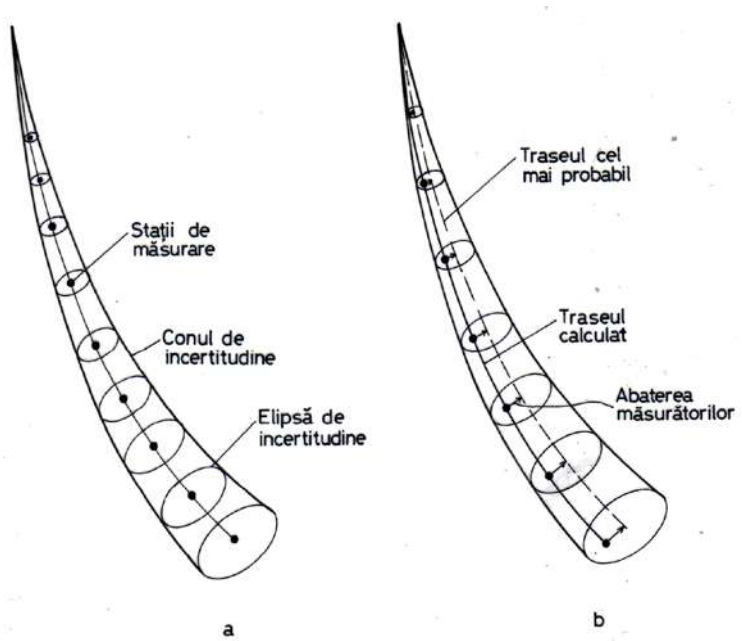

Fig. 11. *Conul de incertitudine al unei sonde:*
a – fără abatere; b – cu abatere.

Se poate considera că traseul real al sondei se află în interiorul unui con de incertitudine care înfăşoară elipsoizii de incertitudine (fig.11, *a*) [3, 5, 6, 21, 22].

Din cauza unor erori sistematice, cum sunt cele induse de magnetizarea prăjinilor, este posibil ca traseul calculat să nu se afle în centrul acestui con, ci să se abată lateral: traseul calculat nu coincide cu traseul cel mai probabil (fig. 11, *b*).

Erorile sistematice sunt cunoscute pentru diverse tipuri de aparate. Cu ele se calculează semiaxele elipselor de incertitudine pe direcţia feţei de sus a sondei, lateral şi pe verticală, la diverse adâncimi. Adeseori, erorile sunt cuantificate, măsurătorile sunt corectate şi se tratează probabilistic doar erorile reziduale. Unele aparate furnizează datele deja corectate.

Pentru a spori certitudinea măsurătorilor magnetice s-au propus şi modele de referinţă de înaltă rezoluţie, în afara celor uzual acceptate [11, 13, 14].

Precizia măsurătorilor cu cablu este mărită prin centrarea aparatelor în gaura de sondă, investigarea ei atât la introducere, cât şi la extragere, utilizarea a două instrumente în tandem, calibrarea periodică a aparatelor. Erorile de natură magnetică pot fi identificate dacă se folosesc şi instrumente giroscopice.

Pentru a reduce efectul interferenţelor magnetice provocate de prăjinile de foraj, lungimea prăjinilor grele amagnetice trebuie să fie suficient de mare. Aparatele se plasează cât mai departe de capetele acestora (la latitudini mari, se folosesc chiar două sau trei prăjini amagnetice).

Întrebări

1. *Ce sistem de referinţă se alege pentru calculul traseului unei sonde?*
2. *Ce metode se cunosc pentru calculul traseului unei sonde?*
3. *Ce metode de calcul sunt recomandabile la sonde apropiate de verticală?*
4. *Ce deosebire există între metoda razei de curbură şi metoda intensităţilor de deviere constante?*
5. *În ce plane se reprezintă o sondă?*
6. *Ce erori afectează măsurătorile de deviere?*
7. *Ce se înţelege prin elipsoid de incertitudine?*

Probleme

1. La adâncimea de 1695 m s-au măsurat înclinarea 14,25^o şi azimutul 295^o, iar la 1704 m, înclinarea 15,50^o şi azimutul 300^o. Să se determine variaţia coordonatelor între cele două puncte.

R: Metoda unghiului mediu: $\Delta N = 1{,}067$ m, $\Delta E = -2{,}049$ m, $\Delta V = 8{,}698$ m;
Metoda tangentelor: $\Delta N = 1{,}069$ m, $\Delta E = -2{,}045$ m, $\Delta V = 8{,}698$ m;
Metoda arcelor de cerc: $\Delta N = 1{,}069$ m, $\Delta E = -2{,}045$ m, $\Delta V = 8{,}698$ m;
Metoda razei de curbură: $\Delta N = 1{,}067$ m, $\Delta E = -2{,}049$ m, $\Delta V = 8{,}698$ m;
Metoda intensităţilor de deviere constante: $\Delta N = 1{,}068$ m, $\Delta E = -2{,}048$ m, $\Delta V = 8{,}698$ m.

2. În două puncte succesive aflate la distanţa de 100 m, de-a lungul unei sonde, s-au măsurat: $\alpha_1 = 0{,}5^o$, $\omega_1 = 90^o$, respectiv $\alpha_2 = 1{,}0^o$, $\omega_2 = 270^o$. Să se calculeze variaţia coordonatelor între cele două puncte.

R: Metoda unghiului mediu: $\Delta N = -1{,}309$ m, $\Delta E = 0{,}000$ m, $\Delta V = 99{,}991$ m;
Metoda tangentelor: $\Delta N = 0{,}000$ m, $\Delta E = -0{,}436$ m, $\Delta V = 99{,}990$ m;
Metoda arcelor de cerc: $\Delta N = 0{,}000$ m, $\Delta E = -0{,}436$ m, $\Delta V = 99{,}993$ m;
Metoda razei de curbură: $\Delta N = -0{,}833$ m, $\Delta E = 0{,}000$ m, $\Delta V = 99{,}991$ m;
Metoda intensităţilor de deviere constante: $\Delta N = -0{,}833$ m, $\Delta E = -0{,}177$ m;
$\Delta V = 99{,}991$m;
Care dintre metode oferă rezultatele cele mai verosimile?

3. Să se determine traseul sondei dirijate din tabela 4, prin metoda unghiului mediu.

4. Să se determine traseul unei sonde dirijate, cu datele din tabela 4, cu metoda tangentelor.

Tabela 4

Nr. staţie	Adâncimea	Înclinarea	Azimutul	Nr. staţie	Adâncimea	Înclinarea	Azimutul
–	m	grade	grade	–	m	grade	grade
–	0	0	–	28	405	17,00	136
1	100	0	–	29	415	18,50	138
2	125	0,75	160	30	424	20,00	140
3	140	0,50	150	31	432	20,75	143
4	150	0,75	165	32	442	19,25	147
5	160	0,75	165	33	452	17,00	148
6	170	0,75	175	34	466	16,00	162
7	180	0,50	180	35	472	16,00	162
8	190	0,50	100	36	482	17,00	166
9	200	1,25	150	37	491	18,25	168
10	210	2,25	150	38	500	19,00	172
11	220	2,50	140	39	510	20,25	176
12	230	3,75	120	40	520	21,75	175
13	240	4,50	120	41	529	22,50	175
14	259	4,75	145	42	538	23,50	176
15	269	6,00	142	43	546	24,50	175
16	278	6,50	155	44	555	25,75	176
17	285	6,75	168	45	574	28,25	177
18	292	6,75	168	46	582	29,75	178
19	300	7,00	180	47	592	31,00	178
20	318	9,25	196	48	600	32,25	177
21	342	11,75	148	49	606	33,00	176
22	352	12,25	140	50	609	33,25	176
23	362	12,50	138	51	790	27,00	170
24	371	12,75	136	52	799	25,50	169
25	377	13,25	136	53	808	24,00	167
26	386	14,50	137	54	817	23,00	165
27	395	15,50	137				

5. Ce diferenţă există între adâncimile pe verticală şi distanţele în plan orizontal la talpa sondei calculate cu cele două metode din problemele 3 şi 4?

R: $\Delta V = 0{,}26$ m, $d = 0{,}92$ m.

6. În ce direcţie se află talpa sondei stabilite în exemplul 3?

R: $\omega_{Tr} = 119{,}73^{o}$.

7. Sonda din exemplul 3 a fost proiectată astfel ca la adâncimea verticală de 790 m să aibă deplasarea orizontală de 225 m, la 127^{o} faţă de direcţia nordului (v. fig. 8).

Să se calculeze distanţa dintre talpa proiectată şi sonda reală la aceeaşi adâncime verticală de 790 m, folosind datele din tabela 3.

R: $i_{\alpha} = (25 - 26{,}5)/(840 - 825) = -\ 0{,}1^{o}$/m; $i_{\omega} = 0$. Din formula (31), cu $\Delta V = 790 - 780{,}28 = 9{,}72$ m, rezultă $\alpha_2 = 25{,}42^{o}$. Cu formulele (32) şi (33) se obţine: $\Delta N = -2{,}36$ m şi $\Delta E = 4{,}09$ m. Cu acestea, coordonatele la adîncimea verticală $V = 790$ m sunt: $N = -\ 106{,}60$ m şi $E = 186{,}70$ m. Coordonatele ţintei fiind $N_T = -\ 135{,}41$ m şi $E_T = 179{,}69$ m, rezultă $d = 29{,}65$ m.

Referinţe bibliografice

1. Amundsen, P. A. *et al.*: *Magnetic Shielding During MWD Azimuth Measurements and Wellbore Positioning*, SPE Drilling & Completion, June 2010, p. 219 – 222. (SPE 113 206).
2. Bang, J. *et al.*: *Targeting Challenges in Northern Areas Due to Degradation of Wellbore Positioning Accuracy*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 17 – 19 March 2009, SPE/IADC 119 661.
3. Brooks, A. G.: *A New Look at Wellbore-Collision Probability*, SPE Drilling & Completion, June 2010, p. 223 – 229. (SPE 116 155).
4. Dashevskiy, D. *et al.*: *Dynamic Depth Correction to Reduce Depth Uncertainity and Improve MWD/LWD Log Quality*, SPE Drilling & Completion, March 2008, p. 13 – 22. (SPE 103 094).
5. Ekseth, R. *et al.*: *High-Integrity Wellbore Surveys: Methods for Eliminating Gross Errors*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 20 – 22 February 2007, SPE/IADC 105 558.
6. Ekseth, R. *et al.*: *Improving the Quality of Ellipse of Uncertainty Calculations in Gyro Surveys to Reduce the Risk of Hazardous Events like Blowouts or Missing Potential Production through Incorrect Wellbore Placement*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 140 192.
7. Isacenko, V. H.: *Inklinometriia skvajin*, Moskwa, Nedra, 1987.
8. Lawrence, B. *et al.*: *Improved Accuracy of Borehole Positioning in Horizontal Wells*, Drilling Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 2 – 4 February 2010, IADC/SPE 128 185.
9. Liu, X. *et al.*: *Natural parameter method accurately calculates wellbore trajectory*, Oil & Gas Journal, January 27, 1997, p. 90 – 92.

10. Liu, X, Zaihang, Shi: *Numerical approximation improves well survey calculation*, Oil & Gas Journal, April 9, 2001, p. 50 – 54.

11. Maus, S. *et al.*: *High Definition Geomagnetic Models: A New Perspective for Improved Wellbore Positioning,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 436.

12. Nyrnes, E. *et al.*: *Error Properties of Magnetic Directional Surveying Data*, SPWLA 46th Annual Logging Symposium, 26 – 29 June 2005.

13. Poedjono, B. *et al.*: *Successful Application of Geomagnetic Referencing for Accurate Wellbore Positioning in a Deepwater Project Offshore Brazil*, Drilling and Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, SPE 150 107.

14. Poedjono, B. *et al.*: *Addressing Wellbore Position Challenges in Ultra-Extended-Reach Drilling in Russia´s Far East,* Technical Conference and Exhibition, Moscow, Russia, 16 – 18 October 2012, SPE 160 784.

15 Studer, R., Macresy, L.: *Improved BHA Sag Correction and Uncertainty Evaluation Brings Value to Wellbore Placement*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 24 – 27 September 2006, SPE 102 088.

16. Tellefsen, K. *et al.*: *The Effect of Drilling Fluid Content on Magnetic Shielding of Downhole Compasses in MWDs*, Deepwater Drilling and Completions Conference, Galveston, Texas, USA, 20 – 21 June 2012, SPE 150 548.

17. Thorogood, J. L.: *Instrument Performance Models and Their Application to Directional Surveying Operations*, SPE Drilling Engineering, December 1990, p. 294 – 298. (SPE 18 051).

18. Torkildsen, T. *et al.*: *Prediction of Wellbore Position Accuracy When Surveyed With Gyroscopic Tools*, SPE Drilling & Completion, March 2008, p. 5 – 12. (SPE 90 408).

19. Waag, T. I. *et al.*: *The Design BHA and the Placement the Magnetometer Sensors Influence How Magnetic Azimuth is Distorted by the Magnetic Properties of Drilling Fluids*, SPE Drilling & Completion, September 2012, p. 392 – 405. (IADC/SPE 151 039).

20. Williamson, H. S., Wilson, H. F.: *Directional Drilling and Earth Curvature,* SPE Drilling & Completion, March 2000, p. 37 – 43. (SPE 58 013, 62 114).

21. Williamson, H. S.: *Accuracy Prediction for Directional Measurement While Drilling*, SPE Drilling & Completion, December 2000, p. 221 – 233. (SPE 56 702, 67 616).

22. Wolff, C. J. M., Wardt, J. P.: *Borehole Position Uncertainty-Analysis of Measuring Methods and Derivation of Systematic Error Model,* Journal of Petroleum Technology, December 1981, p. 2339 – 2350. (SPE 9223).

23. Zinn, N. D.: *Accounting for Earth Curvature in Directional Drilling*, Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, Texas, USA, 9 – 12 October 2005, SPE 96 813.

4

DEVIEREA SONDELOR

1. Cauzele devierii sondelor

1.1. Direcţia de înaintare a sapei

Sapa şi garnitura de prăjini sunt ghidate de gaura pe care o forează şi ar fi de aşteptat ca sondele să-şi menţină direcţia neschimbată. Cu toate acestea, ele deviază, mai mult sau mai puţin, de la direcţia iniţială, de regulă cea verticală.

Sunt foarte mulţi factori implicaţi în procesul de schimbare a direcţiei unei sonde în timpul forajului. Ei sunt determinaţi de: 1) tipul şi construcţia sapei; 2) alcătuirea şi rigiditatea ansamblului de fund al garniturii de foraj (diametrul exterior, greutatea unitară şi lungimea prăjinilor grele, numărul, tipul, locul de amplasare şi jocul stabilizatorilor, geometria şi rigiditatea motorului submersibil, când există), 3) traiectoria şi forma găurii de sondă (înclinarea, azimutul, curbura şi sensul curburii în zona respectivă, diametrul sondei, prezenţa ocnirilor, rigiditatea pereţilor); 4) caracteristicile mecanice ale rocilor dislocate şi 5) parametrii de lucru (turaţia şi apăsarea pe sapă, momentul de torsiune, densitatea noroiului, coeficienţii de frecare dintre elementele ansamblului şi pereţii găurii de sondă).

În ciuda numărului mare de factori implicaţi, pot fi individualizate *trei cauze* care provoacă devierea unei sonde:

– apariţia unei forţe laterale care împinge sapa într-o parte, perpendicular pe axa sondei; altfel spus, direcţia rezultantei forţelor cu care sapa acţionează asupra rocii face un unghi diferit de zero cu axa sondei (fig. 1, *a*);

– dezaxarea sapei faţă de axa sondei, dezaxare provocată de comportarea prăjinilor grele aflate deasupra sapei sau de un dispozitiv de deviere (fig. 1, *b*);

– anizotropia rocilor din punctul de vedere al forabilităţii (fig. 1, *c*).

Primele două cauze sunt de natură tehnologică, subiectivă, iar ultima are un caracter obiectiv, natural. Ele pot acţiona independent sau împreună.

Uneori, efectul anizotropiei rocilor este echivalat cu efectul unei „forţe de formaţiune" laterale sau al unui „moment de formaţiune", de răsturnare, care înclină sapa. În acest mod, cele trei cauze se reduc doar la primele două.

Sapa nu înaintează nici în direcţia în care este împinsă, nici frontal, după axa ei: direcţia de avansare este o rezultantă a efectelor celor trei cauze nemijlocite evidenţiate mai sus; tipul şi construcţia sapei au un rol important.

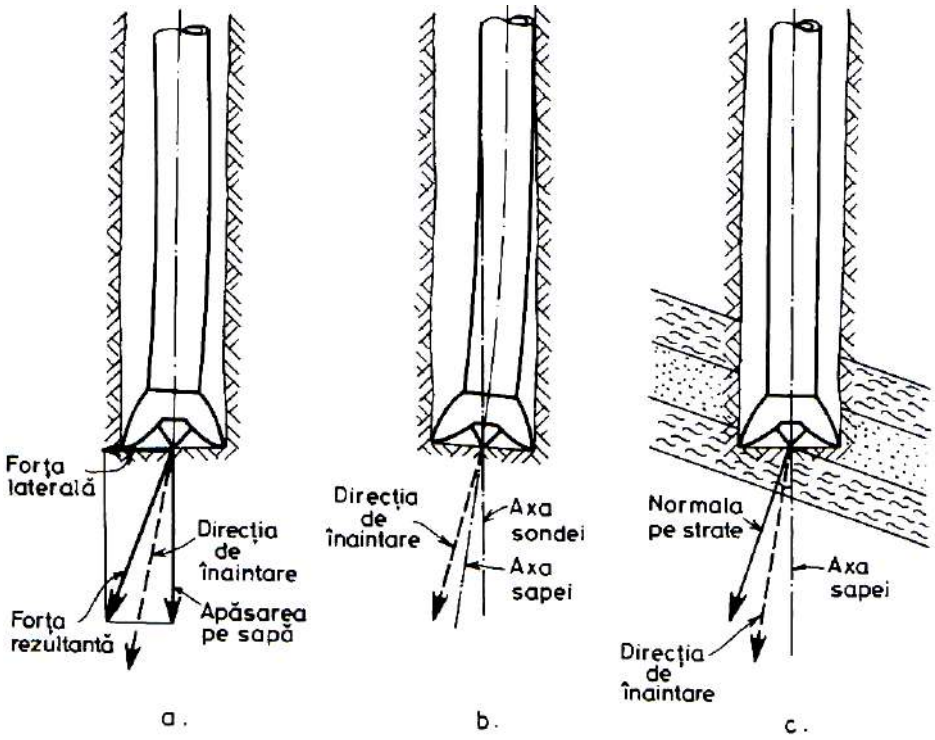

Fig. 1. *Cauzele devierii sondelor:*
a – apariţia unei forţe laterale; b – dezaxarea sapei; c – anizotropia rocilor.

Figura 2 ilustrează, calitativ, afirmaţia de mai sus; efectul anizotropiei rocilor este indicat prin normala pe planele de stratificaţie, pentru că aceasta este o axă principală de forabilitate.

Sapele sunt construite şi rotite astfel încât să înainteze frontal, dar ele au şi o oarecare capacitate de dislocare laterală, deoarece sunt armate pe contraconuri, cele cu role, sau pe feţele laterale, cele cu PDC, pentru a evita decalibrarea (reducerea diametrului) prin frecare cu pereţii găurii de sondă. Dacă această acţiune de frezare laterală nu ar exista, efectul forţei laterale ar fi, cel puţin teoretic, nul. Invers, dacă sapa ar fi „izotropă" – cu aceeaşi capacitate de dislocare în toate direcţiile – , ea ar avansa în direcţia rezultantei forţelor de acţiune sapă-talpă, când rocile sunt izotrope. Evident, unele sape au o tendinţă mai mare de deviere decât altele: sapele cu o rolă în raport cu cele cu trei role, sapele cu role dezaxate faţă de cele cu role centrate, sapele cu PDC fără con interior, plate, în raport cu cele biconice. Lungimea şi înclinarea zonei de calibrare la sapele cu PDC, pe porţiunea activă şi pe cea pasivă, au o importanţă majoră.

Dacă rocile ar fi izotrope din punctul de vedere al forabilităţii şi sapa nu ar putea disloca lateral, atunci ea ar înainta frontal, pe direcţia axei proprii.

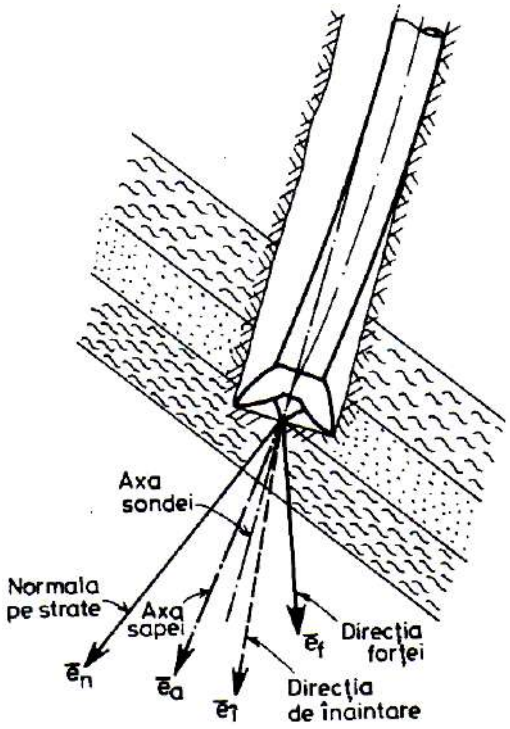

Fig. 2. *Direcţia de înaintare a sapei este o rezultantă a trei acţiuni diferite (cele patru direcţii nu sunt coplanare).*

În concluzie, direcţia sondei se menţine constantă numai dacă forţa laterală este nulă (ori sapa nu are capacitate de frezare laterală), dacă axa sapei coincide cu axa sondei şi dacă rocile sunt izotrope. Direcţia se menţine şi dacă efectul cumulativ al celor trei cauze este nul.

Unghiul format de rezultanta forţelor de acţiune a sapei cu axa sondei nu depăşeşte câteva grade, iar cel de dezaxare sapă-sondă este câteva zecimi de grad, în condiţii normale, fără dispozitive de deviere. Deşi cele două unghiuri sunt relativ mici, intensitatea de deviere poate fi semnificativă.

Fie $\bar{e}_f$ – vectorul unitar al forţei rezultante cu care sapa acţionează asupra rocii;

$\bar{e}_a$ – vectorul unitar al axei sapei;

$\bar{e}_n$ – vectorul unitar al direcţiei normale pe planele de stratificaţie;

$\bar{e}_{\hat{i}}$ – vectorul unitar al direcţiei de înaintare a sapei (fig. 2).

Se notează cu I_r *indicele de anizotropie a rocilor* din punctul de vedere al forabilităţii. El se defineşte direct dacă sapa este izotropă şi forţa rezultantă acţionează de-a lungul axei sapei. Astfel:

$$I_r = \frac{r_p}{r_n}, \tag{1}$$

unde

$$r_p = \frac{v_p}{F_p}, \tag{2}$$

$$r_n = \frac{v_n}{F_n}, \tag{3}$$

cu: v_p – viteza de avansare pe o direcţie paralelă cu planele de stratificaţie;
F_p – forţa aplicată pe sapă paralel cu planele de stratificaţie;
v_n – viteza de avansare pe o direcţie normală pe planele de stratificaţie;
F_n – forţa aplicată normal pe planele de stratificaţie.

Când cele două forţe sunt egale, indicele de anizotropie constituie raportul dintre viteza de avansare în lungul stratificaţiei şi cea normală pe aceasta.

Dacă $I_r < 1$ – forabilitatea pe o direcţie normală este mai mare decât în lungul stratelor (sonda tinde spre direcţia normală, „urcă" pe structură).

Dacă $I_r = 1$ – rocile sunt izotrope şi nu influenţează tendinţa de deviere.

Dacă $I_r > 1$ – forabilitatea pe o direcţie normală este mai mică decât în lungul stratelor (sonda tinde să „coboare" pe structură).

Noţiunea de anizotropie a rocilor în ceea ce priveşte forabilitatea a fost introdusă de *Lubinski şi Woods* în 1953 prin mărimea $h = 1 - I_r$. Acest indice le-a permis să elaboreze o clasificare a rocilor după tendinţa de deviere. El poate lua valori cuprinse între 0 – roci izotrope şi 1 – forabilitatea pe o direcţie paralelă cu planele de stratificaţie este nulă. Uzual $h = 0 – 0{,}075$ ($I_r = 0{,}92 – 1{,}00$); la forajul cu aer, datorită relaxării tensiunilor, valorile sunt mai mari, până la 0,333 [24].

Se notează cu I_s *indicele de anizotropie a sapei* din punctul de vedere al capacităţii de dislocare. El se defineşte astfel:

$$I_s = \frac{r_l}{r_a}, \tag{4}$$

unde

$$r_l = \frac{v_l}{F_l}, \tag{5}$$

$$r_a = \frac{v_a}{F_a} \tag{6}$$

cu: v_l – viteza de avansare a sapei într-o direcţie laterală;

F_l – forţa cu care sapa acţionează lateral;

v_a – viteza de avansare a sapei în direcţia axială;

F_a – forţa cu care sapa acţionează axial asupra rocii.

Când $I_s = 0$ – sapa avansează numai axial.

Când $I_s < 1$ – sapa înaintează mai uşor axial decât lateral.

Când $I_s = 1$ – sapa este „izotropă": avansează la fel de uşor în toate direcţiile.

Când $I_s \to \infty$ – sapa avansează doar lateral.

La sapele uzuale, indicele I_s are valori între 0 şi 0,40. El defineşte de fapt *dirijabilitatea sapei* şi este determinat de construcţia acesteia [2, 4, 15].

Să presupunem mai întâi că *rocile sunt izotrope:* $I_r = 1$. Fie α_{af} – unghiul format de direcţia forţei rezultante $\overline{F}$ cu axa sapei (fig. 3).

Dacă sapa ar fi izotropă, ea ar înainta pe direcţia forţei: $v_N \bar{e}_{\hat{i}} = I_s \bar{e}_f$. S-a notat cu v_N o viteză normalizată (exclude efectele secundare ale sapei şi ale rocii), o mărime adimensională, egală cu indicele de anizotropie a sapei I_s când rocile sunt izotrope.

Dacă sapa are indicele de anizotropie zero (sapa avansează doar axial), viteza de avansare $v_N \bar{e}_{\hat{i}} = \cos\alpha_{af} \bar{e}_a$, deoarece componenta axială a forţei $\overline{F}$ este $F \cos \alpha_{af}$.

Pentru un indice I_s cuprins între 0 şi 1, combinând cele două rezultate particulare, se obţine:

$$v_N \bar{e}_{\hat{i}} = I_s \bar{e}_f + (1 - I_s)\cos\alpha_{af} \cdot \bar{e}_a . \tag{7}$$

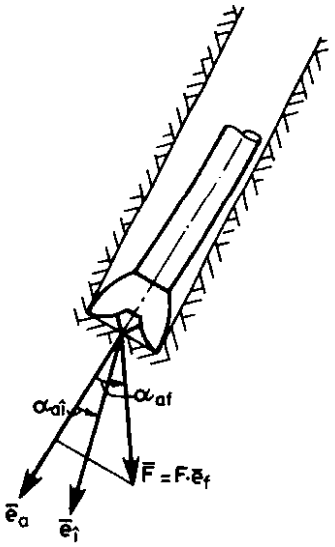

Fig. 3. *Direcţia de înaintare a sapei pentru roci izotrope.*

Dacă se presupune acum că *sapa este izotropă*, $I_s = 1$, (fig. 4) se obţine o relaţie similară cu (7):

$$v_N \bar{e}_{\hat{i}} = I_r \bar{e}_f + (1 - I_r)\cos\alpha_{nf} \cdot \bar{e}_n, \tag{8}$$

unde α_{nf} este unghiul format de normala pe stratificaţie şi direcţia forţei rezultante.

Pentru cazul general, vectorul direcţiei de avansare a sapei $\bar{e}_{\hat{i}}$ este o funcţie liniară de ceilalţi trei vectori, $\bar{e}_f$, $\bar{e}_a$ şi $\bar{e}_n$ [13],

$$v_N \bar{e}_{\hat{i}} = I_s I_r \bar{e}_f + I_r (1 - I_s)\cos\alpha_{af} \cdot \bar{e}_a + v_N (1 - I_r)\cos\alpha_{n\hat{i}} \cdot \bar{e}_n. \tag{9}$$

Unghiul $\alpha_{n\hat{i}}$, dintre normala pe stratificaţie şi direcţia de înaintare a sapei, nu este cunoscut iniţial. El poate fi eliminat prin unele transformări matematice.

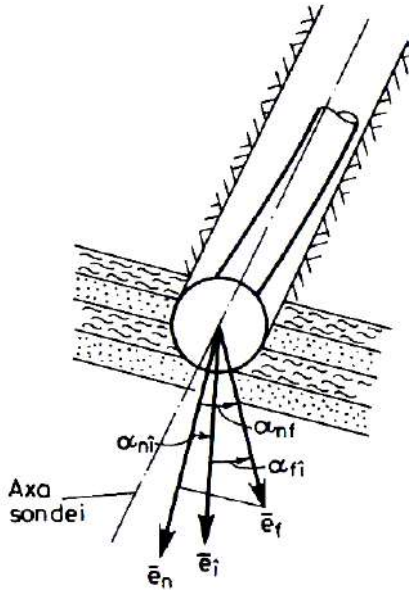

Fig. 4. *Direcţia de înaintare a sapei pentru o sapă izotropă.*

Formula (9) permite:

1. să se determine direcţia de înaintare a sapei, dacă se cunosc indicele de anizotropie a rocii şi indicele de anizotropie a sapei;

2. să se calculeze cei doi indici I_r şi I_s când este cunoscută direcţia de înaintare a sapei, din măsurători de deviere [13].

În ambele cazuri trebuie să existe un algoritm pentru stabilirea direcţiei sapei şi a direcţiei forţei cu care sapa acţionează asupra rocii, pentru ansamblul de fund folosit, inclusiv pentru cele de dirijare, şi date asupra înclinării şi orientării stratelor.

De observat că în formula (9) forţa laterală nu intervine direct, ci prin direcţia forţei rezultante.

Este posibil să se explice ori să se anticipeze „ridicarea" sau „coborârea" unei sonde pe o structură geologică, precum şi deplasarea laterală (la stânga sau la dreapta faţă de linia de ridicare a stratelor, ori faţă de direcţia iniţială).

Problema este, bineînţeles, tridimensională şi destul de laborioasă.

De obicei, direcţia sondei se modifică permanent, pentru că direcţia celor patru vectori se schimbă în mod continuu. De aceea, calculele sunt efectuate pe anumiţi paşi de lungime, circa 10 m. Este posibil să se atingă un echilibru al factorilor care intervin şi atunci direcţia sondei rămâne neschimbată.

1.2. Comportarea ansamblului de fund

Forţa laterală, ca mărime şi sens, cu care sapa acţionează asupra rocii şi unghiul format de axa sapei cu cea a sondei pot fi cunoscute – dacă se face abstracţie de efectul factorilor geologici – studiind comportarea ansamblului aflat deasupra sapei în timpul forajului. Se estimează că numai primii 40 – 50 m din acest ansamblu – alcătuit din prăjini grele, stabilizatori, sisteme MWD şi LWD, geală, accelerator, eventual motor de fund, amortizor de şocuri, prăjini intermediare – determină cei doi parametri şi direcţia de înaintare a sapei.

Ansamblul de deasupra sapei poate fi considerat ca o bară, adeseori cu secţiunea şi rigiditatea variabile, a cărei formă spaţială este determinată de: diametrul, înclinarea şi curbura sondei, diametrul, greutatea unitară, rigiditatea şi jocul radial al prăjinilor (şi ale celorlalte echipamente), prezenţa punctelor de sprijin impuse de stabilizatori, geometria motorului de fund, când există, apăsarea pe sapă şi turaţie, mărimea frecărilor, densitatea noroiului, rigiditatea rocilor din pereţi ş.a. (fig. 5).

Calculul celor două mărimi, forţa laterală F_l şi unghiul de dezaxare ξ, eventual şi al forţelor de sprijin, T_1, T_2, T_3, …, din dreptul stabilizatorilor sau din punctele de contact ale prăjinilor cu pereţii sondei, constituie o problemă static nedeterminată. În figura 5 sunt indicate forţele care acţionează asupra ansamblului: F_l – forţa laterală aplicată asupra sapei, G_s – reacţiunea tălpii, egală cu apăsarea axială, F_{ax} – forţa axială din capătul ansamblului considerat, $M_{\hat{i}}$ – momentul încovoietor din acelaşi punct, G_1, G_2, G_3 – greutăţile porţiunilor dintre punctele de sprijin; la acestea se adaugă forţele de frecare din zonele de sprijin, forţele de inerţie, momentul de torsiune de la sapă şi din capătul ansamblului când problema este considerată spaţială, nefigurate.

Aproape toate modelele de calcul utilizate consideră că ansamblul are o comportare liniar elastică, cu deformaţii mici în raport cu lungimea, că sapa este

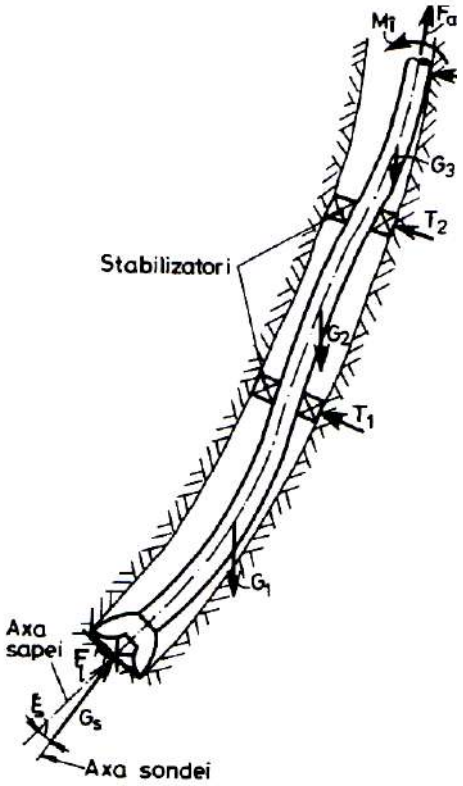

Fig. 5. *Forţele care acţionează asupra ansamblului de fund (problema bidimensională).*

centrată în gaura de sondă şi nu există moment de încovoiere şi nici joc radial la sapă, gaura de sondă este cilindrică şi are pereţii rigizi, apăsarea pe sapă este constantă şi are direcţia pe axa sondei, stabilizatorii constituie reazime cu pereţii, cu sau fără joc radial. Unele modele, mai simple, consideră problema bidimensională: ansamblul se deformează într-un plan vertical, cel format de axa sondei şi verticală. Altele consideră problema spaţială. În multe abordări, problema este statică şi de regulă bidimensională. În altele, mai apropiate de realitate, abordarea este dinamică: se iau în calcul şi efectele forţelor de inerţie, şi ale celor de frecare ce apar în timpul rotirii. Uneori se includ şi efectul momentului de torsiune, cel al jocurilor stabilizatori-sondă sau al lărgirii găurii, influenţa curburii sondei, efectele dinamice create de circulaţia noroiului [20, 21]. În sfîrşit, unele modele elimină ipoteza uzuală a deformaţiilor transversale mici în raport cu lungimea şi problema devine neliniară.

Există numeroase metode matematice de rezolvare a problemei, foarte complexă. Unele, clasice, folosesc diverse simplificări şi procedee iterative. Metoda

răspândită în prezent, utilizată în mecanică şi la construcţii inginereşti dintre cele mai diverse, care apelează la softuri existente, este metoda elementului finit.

Toate metodele presupun rezolvarea unor ecuaţii diferenţiale cu anumite condiţii la limită impuse de punctele de sprijin. Ecuaţiile derivă fie din ecuaţia fibrei medii deformate, fie din teorema energiei (lucrul mecanic al forţelor exterioare este egal cu energia potenţială de deformaţie).

Aici vor fi prezentate, mai mult calitativ, rezultatele cele mai semnificative pentru ansambluri obişnuite, fără dispozitive de dirijare.

a. Ansambluri fără stabilizatori. Într-o *sondă verticală*, cînd apăsarea pe sapă are valori reduse, prăjinile grele îşi păstrează poziţia rectilinie verticală, dacă nu intervin alţi factori, ca de exemplu forţele centrifuge create prin rotirea garniturii. Când apăsarea depăşeşte forţa critică de flambaj, ceea ce se întâmplă în mod curent, şi prăjinile grele nu sunt stabilizate (centrate), ele îşi pierd forma rectilinie de echilibru. Ca efect, sapa este uşor înclinată şi rezultanta forţelor cu care ea acţionează asupra tălpii nu mai este verticală, ceea ce creează o tendinţă de deviere de la verticală (fig. 6).

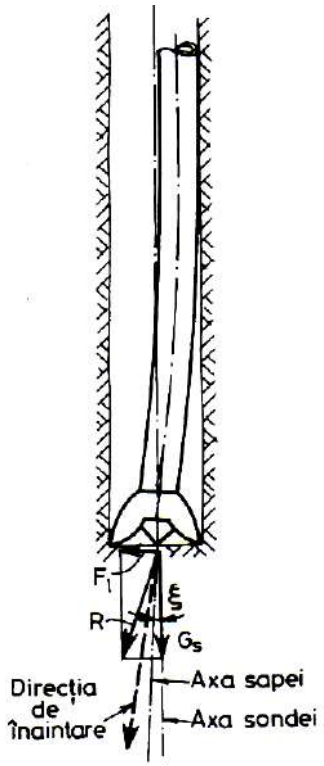

Fig. 6. *Flambajul prăjinilor grele într-o sondă verticală.*

În general, direcţia forţei rezultante nu coincide cu axa sapei, iar direcţia de avansare a sapei nu coincide cu nici una dintre cele două direcţii şi nici nu se menţine constantă. Pentru anumite condiţii geometrice, mecanice şi de comportare a rocilor există însă o stare de echilibru, când direcţia găurii de sondă se stabilizează. Până ce este atins echilibrul, sonda parcurge un traseu curbat, intensitatea de deviere scăzând treptat, până la zero.

Fie acum o *sondă înclinată* cu unghiul α faţă de verticală (fig. 7). Dacă turaţia este mică (lipsesc efectele inerţiale) şi frecările cu pereţii sunt neglijabile, prăjinile grele se rotesc doar în jurul axei proprii şi rămân permanent sprijinite pe peretele inferior al găurii de sondă, în planul vertical care conţine axa sondei.

Când apăsarea pe sapă este redusă, prăjinile sunt curbate mai ales sub greutatea proprie a porţiunii nesprijinite, aflate între sapă şi primul punct de tangenţă *T* (fig. 7, *a*). Unghiul de dezaxare sapă-sondă este mic, iar componenta laterală a rezultantei forţelor de acţiune sapă-rocă este îndreptată în jos, ca urmare a efectului de pendul creat de prăjinile nesprijinite pe perete.

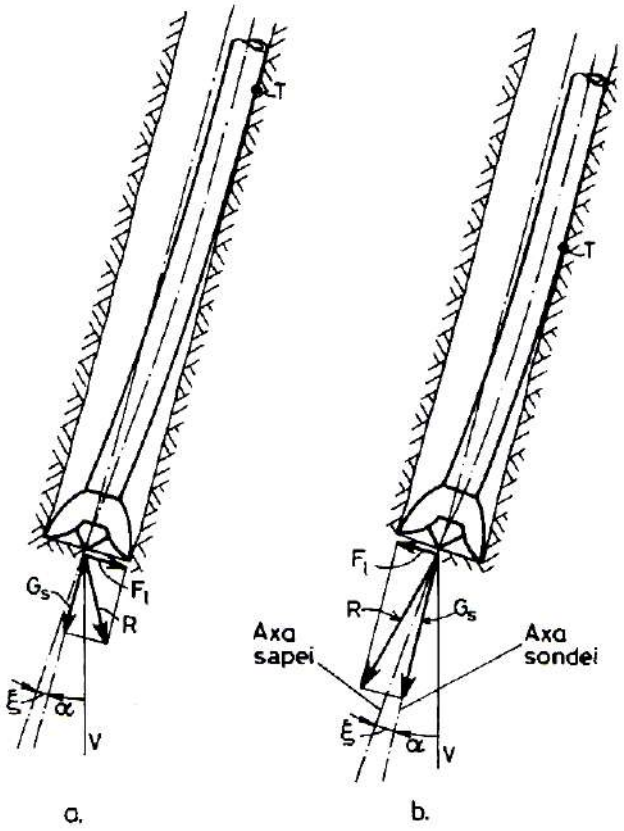

Fig. 7. *Comportarea prăjinilor grele într-o sondă înclinată:*
a – la apăsări axiale mici; b – la apăsări axiale mari.

Dacă acţiunea de frezare laterală a sapei este suficient de mare, la viteze de avansare mici, forţa laterală îndreptată în jos are un efect prevalent asupra celui creat de dezaxarea sapei şi sonda tinde să revină spre verticală.

Forţa laterală F_l poate fi considerată ca o însumare a două componente: una descendentă, F_{lp}, creată de efectul de pendul al greutăţii prăjinilor grele, şi a doua, ascendentă, $F_{î}$, provocată prin încovoierea acestora.

Doar forţa laterală creată de efectul de pendul poate fi calculată uşor:

$$F_{lp} = -\frac{1}{2} q_g^{'} g L_T \sin\alpha, \tag{10}$$

unde: $q_g^{'}$ este masa unitară a prăjinilor grele, considerate scufundate în noroi;

g – acceleraţia gravitaţională;

L_T – distanţa de la sapă până în punctul de tangenţă T.

Se ia semnul plus pentru sensul ascendent şi minus pentru cel descendent.

Când apăsarea pe sapă creşte, curbura prăjinilor se accentuează sub acţiunea reacţiunii tălpii, lungimea prăjinilor aflate sub primul punct de tangenţă se micşorează, efectul de pendul se diminuează, iar cel de încovoiere creşte. Simultan, unghiul de dezaxare se măreşte.

La apăsări suficient de mari, forţa laterală îşi schimbă sensul: este orientată în sus (fig. 7, *b*). Tendinţa de reducere a înclinării, prezentă la apăsări reduse, se micşorează şi apoi se inversează: înclinarea începe să crească. Din nou, capacitatea de frezare laterală a sapei are un rol important asupra tendinţei şi intensităţii de deviere. După *Millheim*, în roci slabe, la viteze mari de avansare, traiectoria sondei este controlată de dezaxarea sapei, iar în roci tari mai degrabă de mărimea forţei laterale [19].

Figura 8 ilustrează, calitativ, variaţia forţei laterale şi cea a unghiului de dezaxare a sapei cu apăsarea axială pentru diverse înclinări ale sondei.

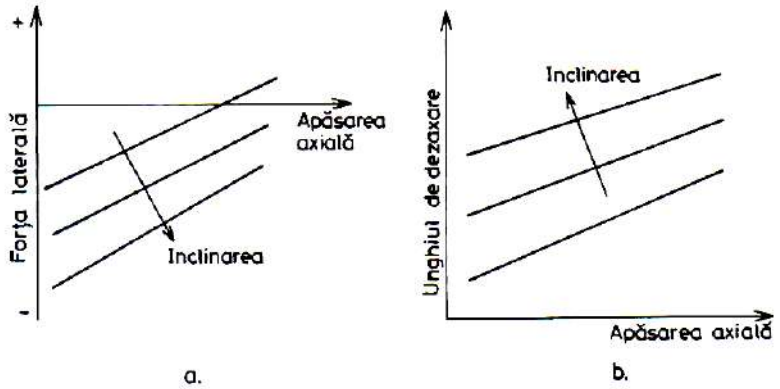

Fig. 8. *Efectul apăsării axiale asupra forţei laterale (a) şi asupra unghiului de dezaxare sapă-sondă (b).*

Este de aşteptat să existe o apăsare axială la care efectul însumat al celor două cauze să fie nul şi direcţia sondei să se stabilizeze.

Când înclinarea sondei creşte, efectul de pendul creat de prăjinile grele nesprijinite se accentuează şi forţa laterală, îndreptată în jos, se măreşte, dar şi unghiul de dezaxare devine mai mare. Din nou, direcţia de înaintare a sapei este determinată de capacitatea de frezare laterală a sapei şi de viteza de avansare. Se poate preciza totuşi că la înclinări mici, sub 4 – 5^o, efectul de pendul este nesemnificativ şi, dacă apăsarea este suficient de mare, sonda deviază de la verticală. La înclinări mari, efectul de pendul şi, ca rezultat, forţa laterală îndreptată în jos tind să reducă înclinarea sondei.

Când înclinarea sondei este crescătoare (curbura pozitivă), forţa de pendul are valori mai mari (lungimea L_T, dintre sapă şi primul punct de tangenţă *T,* este mai mare) decât atunci când înclinarea este constantă, iar unghiul de dezaxare este mai mic: înclinarea sondei tinde să scadă. Când înclinarea este descrescătoare, efectul de pendul se reduce, iar unghiul de dezaxare se măreşte: înclinarea are tendinţă de creştere. Cele două tendinţe pot schimba sensul forţei laterale şi al dezaxării (fig. 9). Ele sunt determinate şi de înclinarea sondei la talpă, apăsarea pe sapă şi rigiditatea prăjinilor.

Prin folosirea prăjinilor grele cu diametrul mai mare, tendinţa de deviere a sondelor se diminuează. Deoarece ele au o rigiditate mai ridicată, sunt mai puţin încovoiate şi primul punct de tangenţă se îndepărtează de sapă.

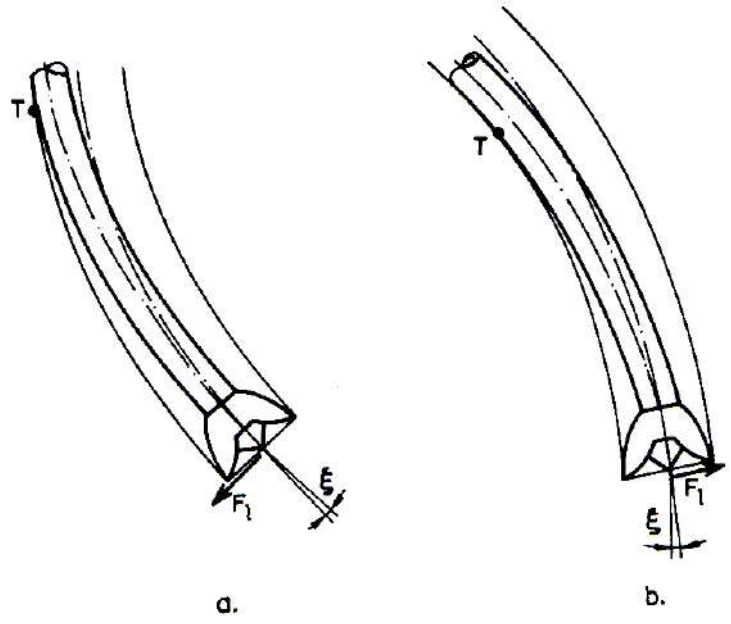

Fig. 9. *Efectul curburii sondei asupra forţei laterale şi asupra unghiului de dezaxare:*
a – curbură pozitivă; b – curbură negativă.

Lungimea mărită a porţiunii nesprijinite, împreună cu greutatea unitară sporită, accentuează efectul de pendul în sonde deviate. Totodată, unghiul de dezaxare se micşorează, contribuind la reducerea tendinţei de deviere (fig. 10).

La creşterea jocului prăjini-sondă, pentru aceeaşi apăsare pe sapă şi acelaşi diametru al prăjinilor, atât forţa laterală de scădere a înclinării, cât şi unghiul de dezaxare cresc (fig. 10). Al doilea efect este prevalent, astfel că la jocuri prăjini-sondă mari se manifestă o tendinţă de creştere a înclinării sondelor.

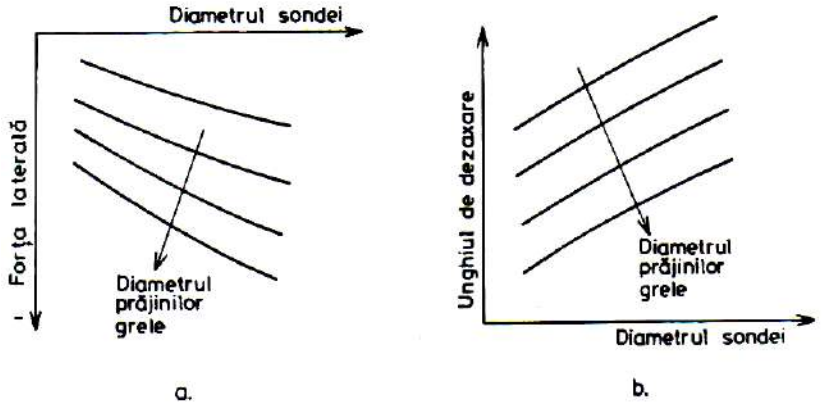

Fig. 10. *Efectul diametrului sondei şi al diametrului prăjinilor grele asupra forţei laterale (a) şi asupra unghiului de dezaxare sapă-sondă (b).*

Pentru a rezolva problema cantitativ, în figura 11 se prezintă schema ansamblului de fund, fără stabilizatori, într-o sondă înclinată cu unghiul α. Problema este considerată plană şi sapa o articulaţie. Prăjinile sunt nesprijinite de la sapă până la punctul de tangenţă *T*.

Cu un sistem de axe *zy,* ales ca în figură, momentul încovoietor într-un punct oarecare *M* de-a lungul porţiunii nesprijinite

$$M_{\hat{i}} = G_s y - F_l z - \int_0^z \left[q_g' g(y-\eta)\cos\alpha + q_g' g(z-\xi)\sin\alpha \right] d\xi, \qquad (11)$$

unde G_s este apăsarea axială (de fapt reacţiunea tălpii) şi F_l – forţa laterală cu care sapa acţionează asupra rocii, considerată pozitivă când duce la creşterea înclinării (pe figură apare reacţiunea rocii).

Folosind ecuaţia diferenţială a fibrei medii deformate, se obţine:

$$EI\frac{d^2 y}{dz^2} = -G_s y + F_l z + \int_0^z \left[q_g' g(y-\eta)\cos\alpha + q_g' g(z-\xi)\sin\alpha \right] d\xi \qquad (12)$$

cu: *E* – modulul de elasticitate al oţelului;

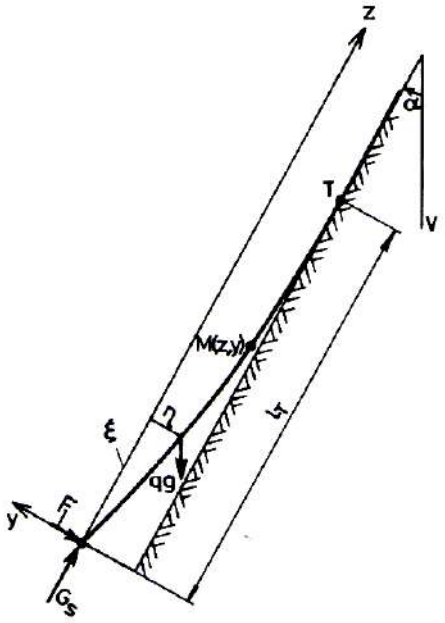

Fig. 11. *Schema ansamblului nestabilizat*
într-o sondă înclinată.

I – modulul de inerţie al secţiunii transversale a prăjinilor grele.

Prin integrarea ecuaţiei (12) – ecuaţia lui *Peter Szego* – se determină forma ansamblului şi apoi forţa laterală F_l (egală cu reacţiunea în dreptul sapei) şi unghiul de dezaxare a sapei (egal cu dy/dz la $z = 0$).

Pentru a elimina necunoscuta F_l , adeseori ecuaţia (12) se derivează de două ori şi rezultă o ecuaţie diferenţială de ordinul patru:

$$EI\frac{\mathrm{d}^4 y}{\mathrm{d}z^4} = \left(zq_g' g\cos\alpha - G_s\right)\frac{\mathrm{d}^2 y}{\mathrm{d}z^2} + q_g' g\cos\alpha\frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}z} + q_g' g\sin\alpha, \tag{13}$$

care se rezolvă prin diverse metode numerice.

O soluţie analitică aproximativă pentru calculul forţei laterale este oferită de *Jiazhi* [ap. 5], care foloseşte ecuaţia celor trei momente pentru grinzi continue cu reazime denivelate. Astfel, scriind ecuaţia de momente faţă de punctul de tangenţă T, rezultă:

$$F_l = -\frac{1}{2}q_g' gL_T\sin\alpha + \left(G_s - \frac{1}{2}q_g' gL_T\cos\alpha\right)\frac{j_r}{L_T}, \tag{14}$$

unde j_r este jocul radial prăjini-sondă şi L_T – distanţa punctului T, necunoscută.

Lungimea L_T se calculează cu relaţia:

$$L_T^4 = \frac{24EIj_r}{q_g' gX\sin\alpha}, \tag{15}$$

unde X este o funcţie transcendentă:

$$X = \frac{3(\mathrm{tg}u - u)}{u^3}, \tag{16}$$

cu

$$u = \frac{L_T}{2}\sqrt{\frac{F_c}{EI}}. \tag{17}$$

Forţa de compresiune medie din prăjini pe distanţa L_T

$$F_c = G_s - \frac{1}{2} q_g' gL_T\cos\alpha. \tag{18}$$

Problema se rezolvă doar prin încercări.

Unghiul de dezaxare se determină mai anevoios, prin metode numerice.

Dacă se acceptă că poziţia punctului de tangenţă nu se modifică, din ecuaţia (14) se poate calcula unghiul de înclinare la care forţa laterală devine zero pentru o anumită apăsare.

Exemplul 1. Să se determine forţa laterală pe sapă pentru un ansamblu de prăjini grele fără stabilizatori de 6 3/4 in aflat într-o sondă de 8 1/2 in plină cu noroi de 1200 kg/m^3, înclinată cu 5^o, pentru o apăsare de 100 kN.

Soluţie. Momentul de inerţie al prăjinilor de 6 3/4 in, care au diametrul interior de 57,2 mm,

$$I = \frac{\pi}{64}\left(0{,}1715^4 - 0{,}0572^4\right) = 4{,}1939\cdot 10^{-5}\,\mathrm{m}^4$$

Jocul radial

$$j_r = \frac{0{,}2159 - 0{,}1715}{2} = 0{,}0222\ \mathrm{m}.$$

Masa unitară a prăjinilor de 6 3/4 in este 161,1 kg/m. Când sunt scufundate în noroi, masa unitară a prăjinilor q'_g = 136,47 kg/m.

Se acceptă o valoare iniţială L_T = 15 m.

Forţa de compresiune medie

$$F_c = 100\,000 - \frac{1}{2}136{,}47 \cdot 9{,}81 \cdot 15\cos 5^{\circ} = 89\,997{,}428 \text{ N}.$$

Se calculează acum:

$$u = \frac{15}{2}\sqrt{\frac{89\,997{,}428}{2{,}06 \cdot 10^{11} \cdot 4{,}1939 \cdot 10^{-5}}} = 0{,}7654796 = 43{,}859^{\circ},$$

$$X = \frac{3\left(\text{tg}43{,}859^{\circ} - 0{,}7654796\right)}{0{,}7654796^3} = 1{,}307.$$

Lungimea prăjinilor nesprijinite

$$L_T = \left(\frac{24 \cdot 2{,}06 \cdot 10^{11} \cdot 4{,}1939 \cdot 10^{-5} \cdot 0{,}0222}{136{,}47 \cdot 9{,}81 \cdot 1{,}307\sin 5^{\circ}}\right)^{0{,}25} = 13{,}18 \text{ m}$$

Valoarea calculată nu coincide cu cea propusă. Se va estima o nouă lungime, egală cu media (15 + 13,18)/2 = 14,09 m. După mai multe iteraţii se găseşte L_T = 13,38 m.

Forţa laterală la sapă

$$F_l = -\frac{1}{2}136{,}47 \cdot 9{,}81 \cdot 13{,}38\sin 5^{\circ} + \left(100\,000 - \frac{1}{2}136{,}47 \cdot 9{,}81 \cdot 13{,}38\cos 5^{\circ}\right)\frac{0{,}0222}{13{,}38} \approx -630 \text{ N}.$$

Forţa laterală este îndreptată în jos şi creează o tendinţă de scădere a înclinării.

Similar se calculează F_l şi L_T pentru alte apăsări axiale (tabela 1). Pentru G_s = 0 rezultatele sunt obţinute prin extrapolare (problema n-are soluţie când $F_c < 0$ şi când $u \geq 1{,}5708$).

Tabela 1

Apăsarea pe sapă	Forţa laterală	Lungimea porţiunii nesprijinite
kN	N	m
0	– 837	14,09
50	– 738	13,77
100	– 630	13,38
150	– 516	12,99
200	– 400	12,63
250	– 279	12,28

Se observă că forţa laterală descendentă de acţiune asupra rocii scade cu apăsarea axială, iar lungimea porţiunii nesprijinite se reduce. Apăsarea axială la care forţa laterală devine nulă iese, în acest caz, din domeniul celor utilizate. Printr-o tehnică iterativă asemănătoare se poate stabili şi înclinarea maximă pentru o apăsare dată, punând condiţia F_l = 0.

b. Ansambluri cu un stabilizator. Stabilizatorii montaţi de-a lungul ansamblului de fund modifică semnificativ comportarea lui. Numărul şi poziţia lor, dar şi jocul radial faţă de pereţii sondei joacă un rol important în ceea ce priveşte tendinţa de creştere, de menţinere ori de scădere a înclinării unei sonde. Stabilizatorii modifică şi efectul celorlalţi factori, cum este apăsarea pe sapă, înclinarea sondei, jocul prăjini-sondă.

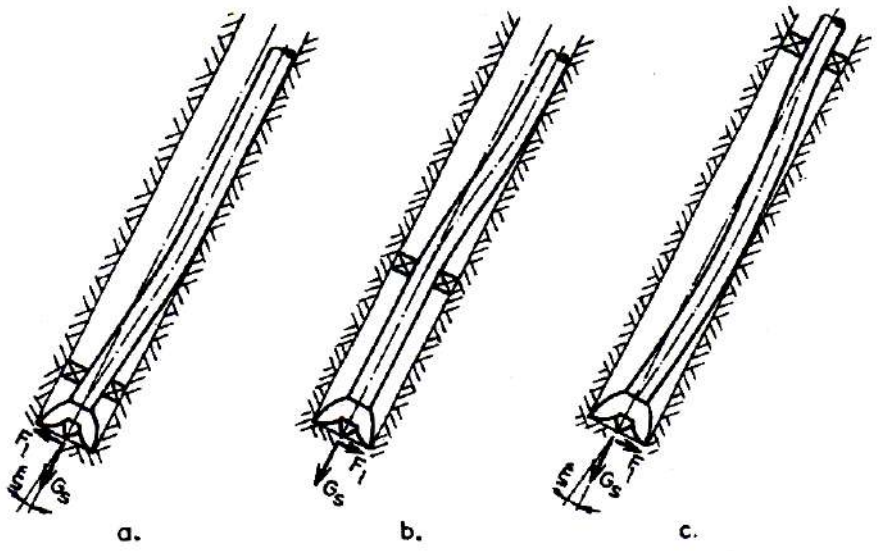

Fig. 12. *Comportarea ansamblului de fund este influenţată de poziţia stabilizatorului faţă de sapă: a – cu rol de articulaţie; b – centrează sapa c – maximizează efectul de pendul.*

În cazul unui singur stabilizator, locul lui de plasare are un rol hotărâtor asupra comportării ansamblului. Dacă stabilizatorul este montat lângă sapă (fig. 12, *a*) şi are diametrul apropiat de cel al sondei, el joacă rolul unei articulaţii: tendinţa de deviere este maximă pentru că forţa laterală, îndreptată în sus, are o valoare semnificativă, iar unghiul de dezaxare, deşi redus, contribuie şi el la creşterea înclinării. Pe măsură ce stabilizatorul se îndepărtează de sapă, atât forţa laterală ascendentă, cât şi unghiul de dezaxare se micşorează. Ele pot chiar să-şi schimbe sensul: sonda tinde să-şi reducă înclinarea. Această tendinţă este mai accentuată decât în absenţa stabilizatorului deoarece scade unghiul de dezaxare sapă-sondă. Figura 12, *b* surprinde situaţia când unghiul de dezaxare este nul, iar forţa laterală este orientată în jos ca urmare a efectului de pendul creat de prăjinile aflate sub stabilizator. Efectul este maxim atunci când prăjinile aproape ating pereţii (fig. 12, *c*), deşi unghiul de dezaxare capătă din nou valori pozitive (fig. 13). Dacă stabilizatorul este plasat prea sus şi prăjinile se sprijină pe peretele sondei sub el, unghiul de dezaxare rămâne practic constant.

Cele două situaţii extreme sunt utilizate în mod practic: prima, cu stabilizatorul la sapă, pentru creşterea înclinării (v. cap. 6), iar a doua, cu stabilizatorul amplasat suficient de sus, ca o metodă – numită *tehnica pendulului* – pentru reducerea înclinării sondelor (vezi paragraful următor din acest capitol).

Există, teoretic, o distanţă sapă-stabilizator la care direcţia sondei ar trebui să se menţină neschimbată, dar această situaţie este sensibilă la variaţiile apăsării pe sapă şi la anizotropia rocilor.

La înclinări mari ale sondei, sunt accentuate ambele tendinţe: de creştere a înclinării când stabilizatorul este montat lângă sapă şi de scădere a acesteia când se foloseşte tehnica pendulului (fig.13). Rolul principal îl joacă forţa laterală.

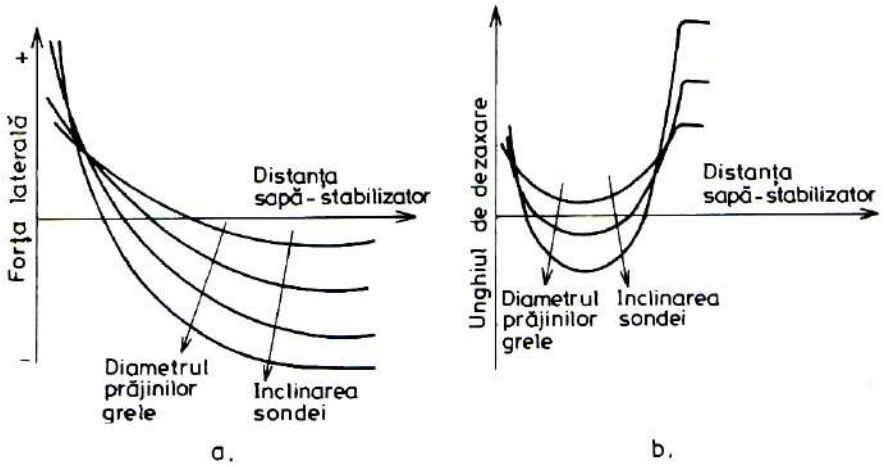

Fig. 13. *Influenţa distanţei sapă-stabilizator asupra forţei axiale (a) şi asupra unghiului de dezaxare (b).*

Apăsarea pe sapă influenţează comportarea ansamblului mai puţin (variaţiile sunt similare cu cele din figura 8), dar aceast lucru depinde de poziţia stabilizatorului. Când acesta este montat la sapă, forţa laterală ascendentă şi unghiul de dezaxare cresc uşor cu apăsarea. Când el este montat mai sus, influenţa apăsării este destul de redusă.

Prin creşterea diametrului prăjinilor grele, implicit a rigidităţii şi a greutăţii unitare, efectul de pendul se amplifică.

Dacă stabilizatorul montat lângă sapă are joc faţă de pereţii sondei (fie el s-a uzat, fie gaura de sondă s-a lărgit), rolul lui se diminuează şi devine nul când stabilizatorul nu se sprijină pe pereţi. Pe măsură ce distanţa sapă-stabilizator creşte, influenţa jocului se reduce.

Pentru stabilizatorul amplasat lângă sapă, o oarecare influenţă o are şi lungimea de contact cu pereţii: se limitează posibilităţile de rotire.

O tehnică similară cu cea din cazul ansamblurilor fără stabilizator poate fi folosită şi pentru cele cu unul sau mai mulţi stabilizatori [5]. Ea permite să se

calculeze forţa laterală de la sapă şi distanţa până la punctul de tangenţă a prăjinilor cu pereţii deasupra stabilizatorului. Astfel, pentru un stabilizator aflat la distanţa L_1 de sapă (fig. 14), distanţa de la stabilizator până la punctul de tangenţă se calculează din ecuaţia:

$$L_T^4 = \frac{24EI_2\left(j_p - j_s\right)}{q'_2\ gX_2\sin\alpha} - \frac{4M_1W_2}{q'_2\ gX_2\sin\alpha}L_T^2. \tag{19}$$

M_1 constituie momentul încovoietor din prăjini în dreptul stabilizatorului şi se calculează cu relaţia:

$$2\left(V_1 + \frac{L_2 I_1}{L_1 I_2}V_2\right)M_1 = -\frac{q_1' gX_1 L_1^2\sin\alpha}{4} - \frac{q'_2\ gI_1 X_2 L_2^3\sin\alpha}{4L_1 I_2} + \frac{6EI_1 j_s}{L_1^2} - \frac{6EI_1\left(j_p - j_s\right)}{L_1 L_2} \tag{20}$$

S-au notat: I_1 – momentul de inerţie al prăjinilor aflate sub stabilizator;
q'_1 – masa unitară a acestor prăjini (scufundate în noroi);

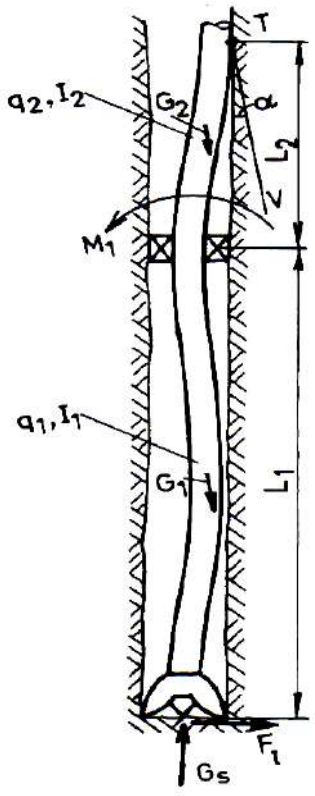

Fig. 14. *Ansamblu cu un stabilizator.*

I_2 – momentul de inerţie al prăjinilor de deasupra stabilizatorului;
q'_2 – masa unitară a acestor prăjini;
j_s – jocul stabilizator-sondă;
j_p – jocul prăjini-sondă, deasupra stabilizatorului;
α – înclinarea sondei.

Coeficienţii W_i, V_i şi X_i se calculează cu relaţiile:

$$W_i = \frac{3}{u_i}\left[\frac{1}{\sin(2u_i)} - \frac{1}{2u_i}\right], \tag{21}$$

$$V_i = \frac{3}{2u_i}\left[\frac{1}{2u_i} - \frac{1}{\mathrm{tg}(2u_i)}\right], \tag{22}$$

$$X_i = \frac{3(\mathrm{tg}u_i - u_i)}{u_i^3}, \tag{23}$$

unde:

$$u_i = \frac{L_i}{2}\sqrt{\frac{F_{ci}}{EI_i}}, \tag{24}$$

cu $i = 1, 2$.

Forţa de compresiune în primul tronson de prăjini

$$F_{c1} = G_s - 0{,}5q'_g gL_1\cos\alpha, \tag{25}$$

iar în cel de-al doilea

$$F_{c2} = G_s - \left(q'_1 gL_1 + 0{,}5q'_2 gL_2\right)\cos\alpha. \tag{26}$$

Se estimează o valoare iniţială pentru L_2 în relaţiile (20) – (26) şi se calculează L_T din ecuaţia (19). Dacă cele două valori nu coincid se încearcă o nouă valoare pentru L_2, eventual o medie a celor două.

În final se determină forţa laterală la sapă

$$F_l = -\frac{1}{2}q' gL_1\sin\alpha + \frac{F_{c1}j_s}{L_1} - \frac{M_1}{L_1}. \tag{27}$$

Unghiul de dezaxare a sapei este mai dificil de stabilit. Soluţia lui *Jiazhi* nu permite să se determine zona de tangenţă a prăjinilor grele sub stabilizator.

Exemplul 2. Să se determine forţa laterală la sapă pentru un ansamblu de prăjini grele de 8 in, cu un stabilizator plasat la 1,5 m de sapă, aflat într-o sondă de 12 1/4 in, plină cu noroi de 1200 kg/m^3 şi înclinată cu 10^o, pentru o apăsare axială de 200 kN. Stabilizatorul are diametrul de 310 mm.

Soluţie. Momentul de inerţie al prăjinilor de 8 in, cu diametrul interior de 71,5 mm,

$$I = \frac{\pi}{64}\left(0{,}2032^4 - 0{,}0715^4\right) = 8{,}2405 \cdot 10^{-5}\,\text{m}^4 .$$

Rigiditatea prăjinilor $EI = 2{,}06 \cdot 10^{11} \cdot 8{,}2405 \cdot 10^{-5} = 16{,}975 \cdot 10^6\,\text{Nm}^2$.
Masa unitară a prăjinilor de 8 in $q = 223{,}1$ kg/m.
Dacă prăjinile sunt scufundate în noroi $q' = 189$ kg/m.
Jocul stabilizator-sondă

$$j_s = \frac{0{,}3112 - 0{,}310}{2} = 0{,}0006\ \text{m} .$$

Jocul prăjini-sondă

$$j_p = \frac{0{,}3112 - 0{,}2032}{2} = 0{,}054\ \text{m} .$$

Se acceptă iniţial distanţa dintre stabilizator şi punctul de tangenţă $L_2 = 15$ m.
Forţele de compresiune:

$$F_{c1} = 200\,000 - 0{,}5 \cdot 1{,}5 \cdot 189 \cdot 9{,}81 \cos 10^o = 198\,631\ \text{N}$$

$$F_{c2} = 200\,000 - \left(189 \cdot 9{,}81 \cdot 1{,}5 + 0{,}5 \cdot 189 \cdot 9{,}81 \cdot 15\right)\cos 10^o = 183\,567\ \text{N}$$

Coeficienţii:

$$u_1 = \frac{1{,}5}{2}\sqrt{\frac{198\ 631}{16{,}975 \cdot 10^6}} = 0{,}08113 = 4{,}6484^o ,$$

$$u_2 = \frac{15}{2}\sqrt{\frac{183\,567}{16{,}975 \cdot 10^6}} = 0{,}7799 = 44{,}6865^o ,$$

$$W_2 = \frac{3}{0{,}7799}\left[\frac{1}{\sin\left(2 \cdot 44{,}6865\right)} - \frac{1}{2 \cdot 0{,}7799}\right] = 1{,}3808,$$

$$V_1 = \frac{3}{2 \cdot 0{,}08118}\left[\frac{1}{2 \cdot 0{,}08113} - \frac{1}{\text{tg}\left(2 \cdot 4{,}6484\right)}\right] = 1{,}00176,$$

$$V_2 = \frac{3}{2 \cdot 0{,}7799}\left[\frac{1}{2 \cdot 0{,}7799} - \frac{1}{\text{tg}\left(2 \cdot 44{,}6865\right)}\right] = 1{,}21191 ,$$

$$X_1 = \frac{3(\text{tg}4{,}6484 - 0{,}08113)}{0{,}08113^3} = 1{,}00264,$$

$$X_2 = \frac{3(\text{tg}44{,}6865 - 0{,}7799)}{0{,}7799^3} = 1{,}3228\,.$$

Cu acestea, relaţia (20) devine

$$2\left(1{,}00176 + \frac{15}{1{,}5}1{,}21191\right)M_1 = -\frac{189 \cdot 9{,}81 \cdot 1{,}00264 \cdot 1{,}5^2 \sin 10^o}{4} - \frac{189 \cdot 9{,}81 \cdot 1{,}3228 \cdot 15^3 \sin 10^o}{4 \cdot 1{,}5} +$$

$$+ \frac{6 \cdot 16{,}975 \cdot 10^6 \cdot 6 \cdot 10^{-4}}{1{,}5^2} - \frac{6 \cdot 16{,}975 \cdot 10^6 (0{,}0540 - 0{,}0006)}{1{,}5 \cdot 15},$$

de unde $M_1 = -17\,312$ Nm.

Ecuaţia (19) ia forma:

$$L_T^4 = \frac{24 \cdot 16{,}975 \cdot 10^6 (0{,}054 - 0{,}0006)}{189 \cdot 9{,}81 \cdot 1{,}3228 \sin 10^o} + \frac{4 \cdot 17\,312 \cdot 1{,}3808}{189 \cdot 9{,}81 \cdot 1{,}3228 \sin 10^o} L_T^4,$$

de unde $L_T = 19{,}09$ m.

Valoarea nu coincide cu cea propusă pentru $L_2 = 15$ m.

Prin încercări succesive se găseşte $L_T \approx 19{,}67$ m.

Cu aceasta, $M_1 = -21\,223$ Nm.

Se poate calcula acum forţa laterală în dreptul sapei

$$F_l = -\frac{1}{2}189 \cdot 9{,}81 \cdot 1{,}5 \sin 10^o + \frac{198\,631 \cdot 0{,}0006}{1{,}5} + \frac{21\,223}{1{,}5} = 13\,987 \text{ N}.$$

În acelaşi mod se calculează F_l, L_T şi M_i pentru alte apăsări axiale (tabela 2). La creşterea apăsării pe sapă, forţa laterală şi momentul încovoietor se măresc, iar distanţa până la zona de tangenţă se reduce. Variaţiile sunt însă destul de reduse.

Tabela 2

Apăsarea pe sapă	Forţa laterală	Distanţa punctului de tangenţă	Momentul de încovoiere
kN	N	m	Nm
50	13 718	20,36	20 910
100	13 811	20,13	21 020
150	13 898	19,90	21 120
200	13 987	19,67	21 223
250	14 080	19,45	21 332

c. Ansambluri cu doi stabilizatori. Comportarea acestor ansambluri este determinată în cea mai mare măsură de poziţia celor doi stabilizatori. Apăsarea axială are un efect destul de redus.

Figura 15 ilustrează efectul distanţei dintre primul şi cel de-al doilea stabilizator când primul este amplasat lângă sapă. Există o tendinţă de creştere a înclinării când ambii stabilizatori sunt amplasaţi lângă sapă (este posibil însă ca unul dintre ei să nu se sprijine pe pereţi), dar şi atunci când al doilea este suficient de departe, dar fără ca prăjinile să vină în contact cu pereţii între stabilizatori. La poziţii intermediare se manifestă o tendinţă de scădere a înclinării.

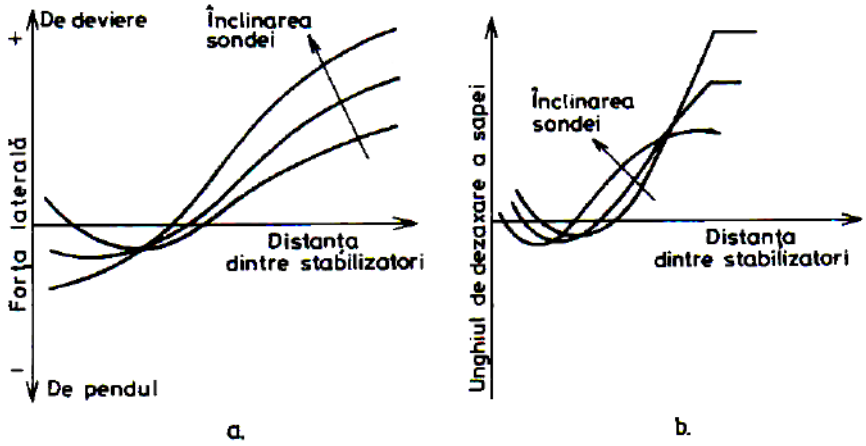

Fig. 15. *Forţa laterală şi unghiul de dezaxare depind de distanţa dintre stabilizatori.*

Ambele tendinţe se accentuează când înclinarea sondei creşte.

Dacă jocul stabilizatorului superior nu are o influenţă sensibilă, uzura celui de la sapă poate schimba chiar modul de comportare a ansamblului: la apăsări reduse, prezenţa jocului creează o tendinţă de scădere a înclinării, iar la apăsări mari el duce la creşterea devierii.

Când primul stabilizator este montat la 18 m, de exemplu, un al doilea stabilizator montat cu 9 m mai sus amplifică efectul de pendul.

Şi în acest caz poate fi utilizată schema lui Jiazhi.

Fie L_1 distanţa de la sapă până la primul stabilizator şi L_2 distanţa dintre cei doi stabilizatori (fig. 16). Cu L_3 se notează distanţa de la cel de-al doilea stabilizator până în punctul de tangenţă, distanţă necunoscută. Acceptând această distanţă egală cu L_T, ea se determină din ecuaţia:

$$L_T^4 = \frac{24EI_3\left(j_p - j_{s2}\right)}{q_3' g X_3 \sin\alpha} - \frac{4M_2 W_3}{q_3' g X_3 \sin\alpha} L_T^2. \qquad (28)$$

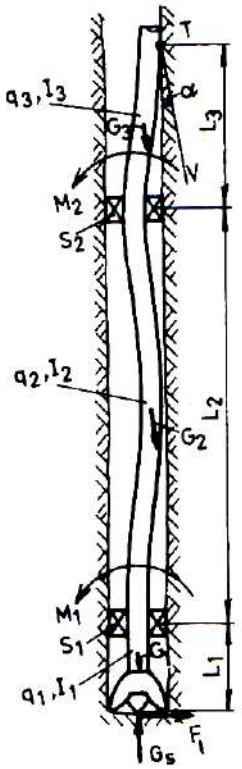

Fig. 16. *Ansamblu cu doi stabilizatori.*

Momentul de încovoiere M_2 din dreptul celui de-al doilea stabilizator se determină rezolvând un sistem de ecuaţii, în care intervine ca necunoscută şi momentul de încovoiere M_1 din dreptul primului stabilizator:

$$2M_1\left(V_1+\frac{L_2I_1}{L_1I_2}V_2\right)+M_2\frac{L_2I_1}{L_1I_2}W_2=-\frac{q_1'gX_1L_1^2\sin\alpha}{4}-\frac{q_2'gX_2I_1L_2^3\sin\alpha}{4L_1I_2}+\frac{6EI_1j_{s1}}{L_1^2}+\frac{6EI_1(j_{s1}-j_{s2})}{L_1^2},\tag{29}$$

$$M_1W_2+2M_2\left(V_2+\frac{L_3I_2}{L_2I_3}V_3\right)=-\frac{q_2'gX_2L_2^2\sin\alpha}{4}-\frac{q_3'gX_3I_2L_3^3\sin\alpha}{4L_2I_3}-\frac{6EI_2(j_{s1}-j_{s2})}{L_2^2}-\frac{6EI_2(j_p-j_{s2})}{L_2L_3}.\tag{30}$$

Masele unitare q_i şi momentele de inerţie I_i sunt notate pe figura 16. Cu j_{s1} şi j_{s2} s-au notat jocurile celor doi stabilizatori, iar cu j_p jocul prăjinilor aflate deasupra celui de-al doilea stabilizator.

Coeficienţii W_i, V_i, X_i şi u_i se calculează cu relaţiile (21) – (24), cu i = 1, 2, 3.

Forţele de compresiune în cele trei tronsoane de prăjini:

$$F_{c1} = G_s - 0{,}5L_1 q'_1 g \cos\alpha, \tag{31}$$

$$F_{c2} = G_s - (q'_1 g L_1 + 0{,}5q'_2 g L_2)\cos\alpha, \tag{32}$$

$$F_{c3} = G_s - (q'_1 g L_1 + q'_2 g L_2 + 0{,}5q'_3 g L_3)\cos\alpha. \tag{33}$$

Se estimează o valoare iniţială pentru L_3 în relaţiile (21) – (24), (29) – (33) şi se calculează lungimea L_T din ecuaţia (28). Dacă cele două valori nu coincid se încearcă o nouă valoare pentru L_3 până când ele sunt suficient de apropiate.

La sfârşit, se calculează forţa laterală în dreptul sapei

$$F_1 = -\frac{1}{2} q'_1 g L_1 \sin\alpha + \frac{F_{c1} j_{s1}}{L_1} - \frac{M_1}{L_1}. \tag{34}$$

Schema de mai sus poate fi extinsă şi pentru trei, patru sau cinci stabilizatori.

Problema are soluţie dacă $u_i < 1{,}5708$ ($\pi/2$) şi $F_{ci} > 0$ (prăjinile de deasupra sapei sunt în compresiune). Ea nu este aplicabilă dacă prăjinile vin în contact cu pereţii găurii de sondă între sapă şi stabilizator sau între stabilizatori şi când secţiunea neutră se află sub punctul de tangenţă.

Când se folosesc *mai mulţi stabilizatori*, ansamblul câştigă în funcţia lui stabilizatoare. Dar, ca şi în cazurile anterioare, locul de amplasare al stabilizatorilor, precum şi jocul lor influenţează tendinţa de creştere sau, dimpotrivă, de scădere a înclinării.

Comportarea acestor ansambluri este aproape insensibilă la apăsărea pe sapă.

Din cauza numărului mare de factori care intervin, aceste ansambluri nu pot fi studiate fără un algoritm suficient de elaborat.

d. Modelul dinamic tridimensional. În toate situaţiile descrise mai sus s-a considerat că prăjinile grele se deformează doar într-un plan vertical. Ca rezultat, sonda îşi măreşte ori îşi micşorează înclinarea, dar îşi păstrează azimutul neschimbat, dacă nu intervine efectul anizotropiei rocilor traversate.

Adeseori, sondele îşi modifică nu numai înclinarea faţă de verticală, ci şi orientarea, de obicei în mod continuu, chiar în absenţa efectului anizotropiei formaţiunilor. Tendinţa de deplasare laterală faţă de planul vertical este pusă pe seama efectelor dinamice create prin rotaţia prăjinilor, deşi prăjinile flambate iau uneori forma unei elice cilindrice şi în condiţii statice (v. cap. 7), iar forţa de acţiune şi dezaxarea sapei nu se află în planul vertical. Intensitatea de deviere orizontală este controlată de mărimea turaţiei şi a forţelor de frecare dintre sapă, stabilizatori şi prăjini cu pereţii sondei, dar este afectată şi de alţi factori mecanici şi geologici (înclinarea şi curbura sondei, tipul, jocul radial şi locul de amplasare a stabilizatorilor, când sunt prezenţi, tipul sapei, gradul de dezaxare a rolelor sapei, metoda de foraj şi, evident, de anizotropia rocilor).

Dacă în condiţii statice, prăjinile grele de deasupra sapei se sprijină de obicei pe peretele inferior al găurii de sondă (în absenţa stabilizatorilor şi la înclinări suficient de mari), în condiţii dinamice, ele capătă o mişcare spaţială oscilantă. Ca rezultat, şi forţa laterală, perpendiculară pe axa sondei, este oscilantă, atât ca direcţie, cât şi ca mărime. Mediată în timp, ea are totuşi o direcţie şi o mărime F_d determinate. Componentele acestei forţe sunt: $F_î$ în planul vertical, care modifică înclinarea sondei, şi F_a în plan orizontal, care deviază sonda azimutal (fig. 17). Direcţia axei sapei oscilează, de asemenea, dar există o direcţie mediată determinată. Ca şi în cazul static, sapa va înainta într-o direcţie rezultantă determinată de: mărimea şi direcţia forţei laterale dinamice, direcţia axei sapei şi anizotropia rocilor.

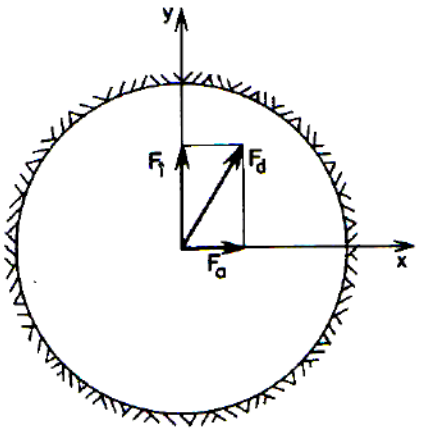

Fig. 17. *Direcţia forţei laterale dinamice.*

Comportarea dinamică a ansamblului de fund este determinată de: energia inerţială a prăjinilor grele, mărimea frecărilor dintre prăjini şi sondă, momentul de torsiune la sapă (necesar pentru dislocare, dar şi pentru învingerea frecărilor laterale) şi momentele de torsiune create prin frecarea stabilizatorilor cu pereţii găurii (eventual şi prin frezarea acestora).

Se pot distinge două situaţii, care corespund la două niveluri de energie diferite. La turaţii relativ reduse, prăjinile grele nestabilizate se rostogolesc şi se urcă, în prezenţa frecării, pe peretele din dreapta al găurii de sondă până într-o poziţie unde greutatea lor le aduce înapoi, căzând în poziţia iniţială, după care ciclul se reia cu o anumită frecvenţă (fig. 18, *a*). Prăjinile păstrează contactul cu peretele inferior al găurii de sondă, comportarea apropiindu-se de cea statică: mărimea şi direcţia forţei laterale, precum şi unghiul de dezaxare a sapei nu diferă semnificativ. La turaţii mari, când nivelul de energie este suficient de ridicat, prăjinile grele rămân în contact permanent cu pereţii sondei: ele se rotesc atât în jurul axei proprii, cât şi în jurul axei sondei (fig. 18, *b*). Între cele două situaţii, există un domeniu în care garnitura are o mişcare mai dezordonată.

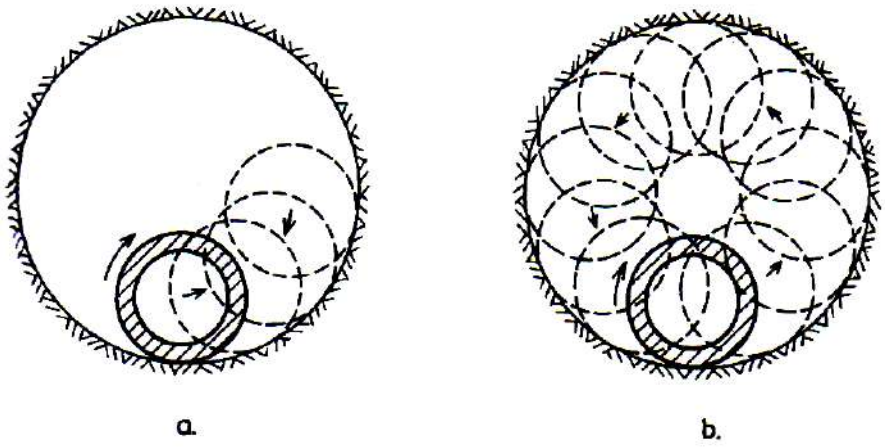

Fig. 18. *Comportarea dinamică a prăjinilor grele:*
a – la turaţii reduse; b – la turaţii mari.

Figura 19 ilustrează existenţa celor două situaţii pentru o garnitură dată nestabilizată într-o sondă cu înclinarea de 10^o [20]. Până la circa 110 rot/min, componenta F_a a forţei laterale dinamice are valori relativ mici, pozitive, ceea ce indică o uşoară tendinţă de deviere a sondei spre dreapta. Peste 120 rot/min, componenta F_a se dublează şi tendinţa de deviere spre dreapta se accentuează. Componenta F_i, negativă, imprimă o tendinţă de scădere a înclinării, în acest caz; până la 110 rot/min, tendinţa este mai mare, iar peste 120 rot/min ea se reduce brusc.

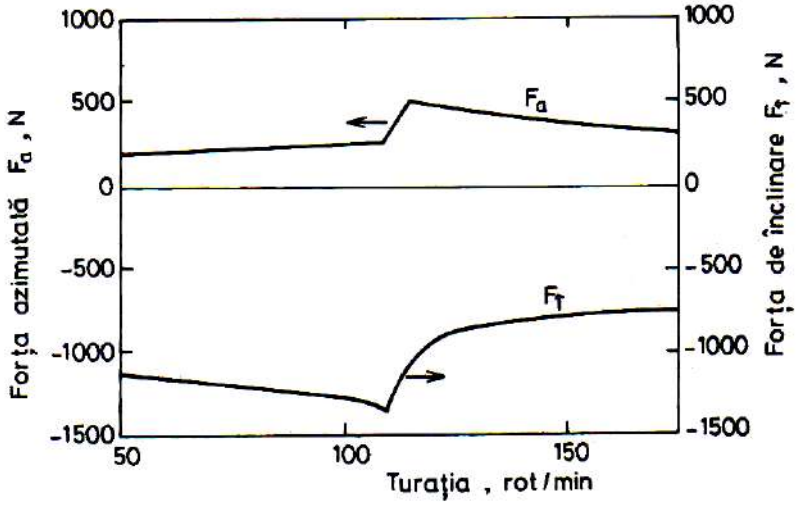

Fig. 19. *Efectul turaţiei asupra forţelor de înclinare*
şi azimutale pentru un ansamblu nestabilizat.

Dezaxarea sapei faţă de axa sondei are şi ea o variaţie bruscă la turaţia critică, atât ca mărime, cât şi ca direcţie.

Prezenţa şi modul de amplasare a stabilizatorilor modifică nu numai tendinţa de creştere, de menţinere ori de scădere a înclinării, ci şi tendinţa de deviere azimutală. Pentru exemplul din figura 20 – ansamblul cu trei stabilizatori într-o sondă cu 10^o înclinare – , până la 75 rot/min există o tendinţă de creştere a înclinării, dar cea de schimbare azimutală practic lipseşte [20]. După ce atinge valoarea maximă la 75 rot/min, tendinţa de creştere a înclinării se reduce şi la 110 rot/min se transformă într-o tendinţă de scădere. La aceeaşi turaţie, egală cu 75 rot/min, începe să se manifeste o tendinţă de deviere a sondei spre dreapta, ca urmare a forţei F_a pozitive.

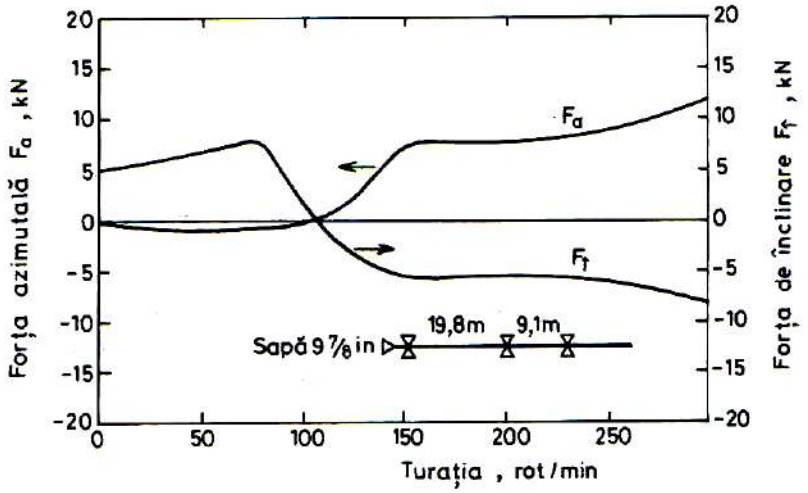

Fig. 20. *Efectul turaţiei asupra forţelor de înclinare şi azimutale pentru un ansamblu stabilizat.*

Ansamblul din figura 21 este utilizat în mod curent pentru menţinerea direcţiei găurii de sondă. Se observă, totuşi, că până la circa 125 rot/min este prezentă o oarecare tendinţă de scădere a înclinării, pe seama forţei $F_î$, negative, concomitent cu o tendinţă de rotire spre dreapta, cauzată de forţa F_a, pozitivă. La turaţii mari, tendinţa de reducere a înclinării se micşorează simţitor, dar cea de schimbare azimutală rămâne încă prezentă [20].

În majoritatea situaţiilor, cu sau fără stabilizatori, la forajul rotary se manifestă o tendinţă de deviere a sondelor spre dreapta. Se întâlnesc şi cazuri când apare o tendinţă de deviere spre stânga: raportul între momentul rezistent la sapă şi cel creat de stabilizatori, locul de plasare a acestora joacă un anumit rol.

Se subliniază că devierea efectivă a sondei azimutal este determinată nu doar de comportarea ansamblului de fund, ci şi de anizotropia rocilor, de interacţiunea sapei cu roca.

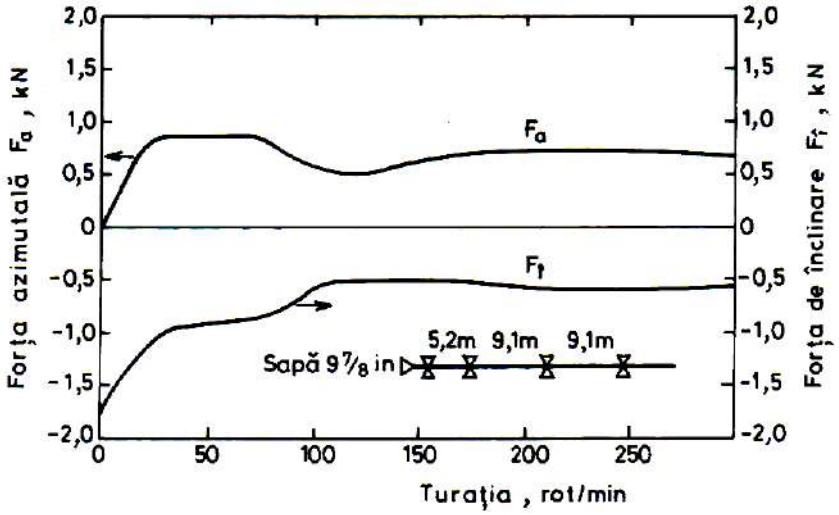

Fig. 21. *Efectul turaţiei asupra forţelor de înclinare şi azimutale pentru un ansamblu de menţinere a direcţiei.*

La sondele cu înclinări mari, tendinţa de deviere azimutală este diminuată de efectele gravitaţionale.

Din cauza numărului mare de factori care intervin şi a complexităţii problemei, aceasta nu poate fi rezolvată decât prin metode numerice.

1.3. Efectul anizotropiei rocilor

Majoritatea sondelor sunt forate în roci stratificate, caracterizate printr-o alternanţă de strate cu litologie şi rezistenţă mecanică diferite, mai mult sau mai puţin înclinate faţă de orizontală. Când traversează asemenea roci, sondele deviază de la verticală, fenomen nedorit dacă se depăşesc anumite limite. Tendinţa de deviere este mai severă în strate cu înclinări mari, puternic tectonizate. În strate de platformă, puţin înclinate, problemele de deviere sunt neînsemnate.

Observaţiile de şantier arată că în strate înclinate sondele tind să devieze în sus, după linia de ridicare a stratelor, să se apropie de normala pe planele de stratificaţie, exceptând înclinările foarte mari, 80 – 90^o, când sapa poate „luneca” pe strate. Adeseori, sondele deviază şi lateral, spre stânga ori spre dreapta.

Se întâlnesc, de fapt, două situaţii: strate interstratificate cu schimbări bruşte de duritate şi strate laminate, la care caracteristicile mecanice în planul de stratificaţie sunt diferite de cele perpendiculare pe stratificaţie (rocile sunt ortotrope, un caz particular de anizotropie). În primul caz, forţele laterale se manifestă doar local, când se traversează interfaţa dintre strate, pe când în al doilea caz ele sunt prezente tot timpul cât se străbate stratul respectiv [4].

În primul caz, atunci când sapa traversează planul de separare dintre un strat mai slab şi unul cu duritate mai mare, rezistenţele întâmpinate pe cele două zone pe care ea lucrează sunt diferite, rezultanta acestor rezistenţe nu mai este pe axa sapei şi apare un moment de răsturnare a sapei, care tinde să-i schimbe direcţia spre normala pe stratificaţie (fig. 22). La trecerea dintr-un strat mai dur în altul mai slab, situaţie mai rar întâlnită, sapa se sprijină cu suprafaţa calibrare pe roca mai dură şi tendinţa de deviere în josul structurii este mult diminuată.

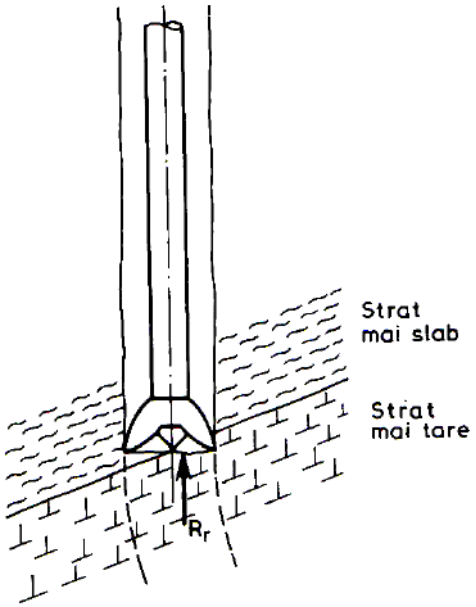

Fig. 22. *La trecerea sapei dintr-un strat mai slab într-unul mai tare, sonda tinde să devieze perpendicular pe planele de stratificaţie.*

În al doilea caz, se utilizează conceptul de anizotropie a rocilor definit prin raportul dintre forabilitatea pe o direcţie paralelă cu planele de stratificaţie şi cea măsurată perpendicular pe aceste plane (v. rel. (1 – 3)). Forabilitatea se defineşte, de obicei, prin mărimea vitezei de avansare, dar ea poate fi estimată, în laborator, şi prin inversul durităţii sau al rezistenţei la compresiune. Dacă se cunosc indicele de anizotropie, înclinarea şi azimutul stratelor traversate se poate determina direcţia de avansare a sapei; se poate preciza astfel dacă sonda se apropie ori se îndepărtează de normala pe stratificaţie, dacă deviază lateral spre dreapta ori spre stânga [13, 23, 24].

Folosind ecuaţia (8), pentru sape „izotrope", *Ho* găseşte că devierea maximă are loc atunci când unghiul dintre direcţia forţei şi normala pe strate este 45°. Când unghiul respectiv este zero (foraj normal pe stratificaţie) sau 90° (foraj de-a

lungul stratificaţiei), devierea este nulă: sapa „izotropă" înaintează în direcţia forţei de acţiune [14].

Aşa cum s-a amintit, efectul anizotropiei rocilor poate fi introdus printr-o forţă laterală „geologică". Un model pentru determinarea acesteia a fost avansat de *Tie Yan et al.* [23]. Ei găsesc pentru componentele forţei geologice următoarele expresii :

$$F_{\hat{i}} = \frac{(1-I_r)g_1 g_3}{(1-I_r)A + I_r} G_s \tag{35}$$

pentru componenta care modifică înclinarea sondei şi

$$F_a = \frac{(1-I_r)g_1 g_2}{(1-I_r)A + I_r} G_s \tag{36}$$

pentru componenta care modifică azimutul sondei.

S-au notat cu:

I_r – indicele de anizotropie a rocilor;

G_s – apăsarea axială.

Celelalte mărimi au expresiile:

$$g_1 = \cos\alpha\cos\beta + \sin\alpha\sin\beta\cos\Delta\gamma;$$
$$g_2 = \sin\beta\sin\Delta\gamma;$$
$$g_3 = \cos\alpha\sin\beta\cos\Delta\gamma - \sin\alpha\cos\beta;$$
$$\Delta\gamma = \omega - \theta;$$
$$A = g_2^2 + g_3^2 - g_1(g_2\,\mathrm{tg}\Delta\omega + g_3\,\mathrm{tg}\Delta\alpha);$$

în care:

α este înclinarea sondei;

ω – azimutul sondei;

β – înclinarea stratelor;

θ – azimutul stratelor (în sensul de ridicare);

$\Delta\alpha$ – variaţia înclinării sondei;

$\Delta\omega$ – variaţia azimutului sondei corectată cu relaţia:

$\mathrm{tg}\Delta\omega = \mathrm{tg}\Delta\omega_r(\sin\alpha + \cos\alpha\,\mathrm{tg}\Delta\alpha)$, unde $\Delta\omega_r$ este variaţia reală a azimutului sondei.

Forţa geologică are mărimea

$$F_g = \sqrt{F_{\hat{i}}^2 + F_a^2} \tag{37}$$

şi direcţia

$$\Omega_g = \text{arctg}\frac{F_î}{F_a}. \qquad (38)$$

Când sonda îşi păstrează direcţia $\Delta\alpha = 0$ şi $\Delta\omega = 0$.

Cele două componente au o variaţie aproximativ sinusoidală în raport cu diferenţa dintre azimutul sondei şi cel al stratelor (fig. 23).

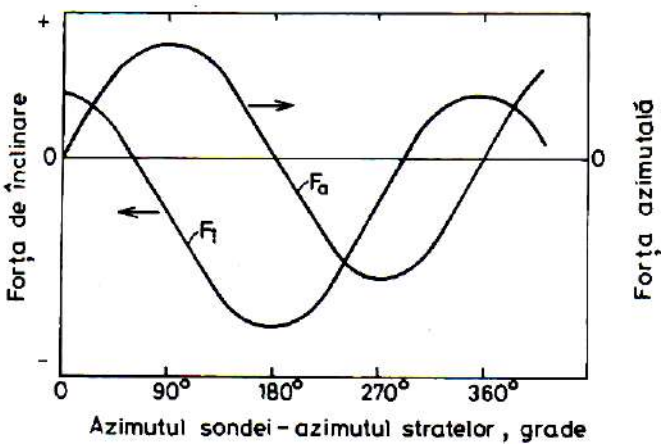

Fig. 23. *Dependenţa dintre componentele forţei geologice şi diferenţa dintre azimutul sondei şi azimutul stratelor.*

Se pot distinge patru cazuri particulare:

1. Când azimutul sondei coincide cu cel al stratelor, sonda îşi păstrează orientarea ($F_a = 0$), iar înclinarea tinde să crească ($F_î > 0$).

2. Dacă diferenţa dintre cele două azimuturi este 90^o, forţa care tinde să schimbe înclinarea este redusă (este nulă când înclinarea sondei este zero), iar forţa care tinde să schimbe azimutul are valoarea maximă ($F_a > 0$). Azimutul sondei tinde spre cel al stratelor.

3. Când sonda are direcţia opusă faţă de cea de ridicare a stratelor, azimutul sondei se păstrează ($F_a = 0$), iar înclinarea sondei tinde să scadă ($F_d < 0$). Direcţia sondei tinde spre normala pe planele de stratificaţie.

4. Când diferenţa dintre cele două azimuturi este 270^o, înclinarea sondei se păstrează ($F_î = 0$), iar azimutul sondei creşte ($F_a < 0$): direcţia ei se îndreaptă spre planul vertical care conţine linia de ridicare a stratelor.

În general, componenta $F_î$ îndreaptă sonda spre normala pe planele de stratificaţie, iar componenta F_a duce sonda în planul vertical perpendicular pe stratificaţie (fig. 24).

Cele două componente, $F_î$ şi F_a, au valori pozitive când indicele de anizotropie $I_r < 1$, se anulează pentru $I_r = 0$ şi devin negative când $I_r > 0$. Ambele componente depind de mărimea apăsării axiale. Rezultanta lor nu depăşeşte 1% din valoarea apăsării axiale.

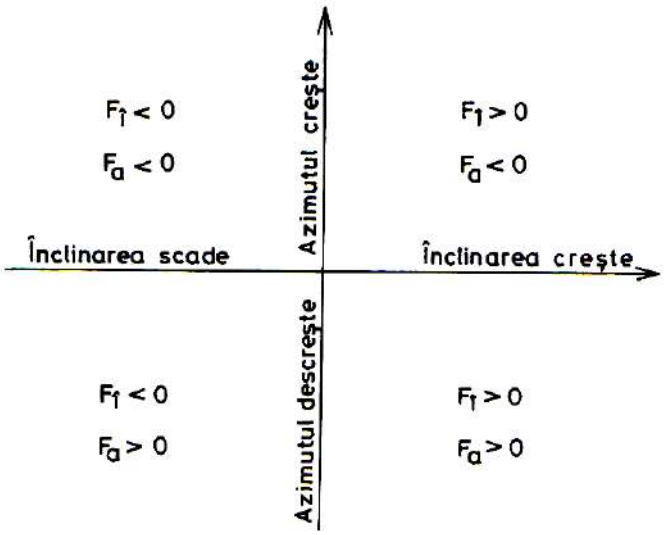

Fig. 24. *Efectul schematic al forţelor geologice asupra devierii sondei.*

Exemplul 3. O sondă iniţiată vertical întâlneşte un strat cu înclinarea de 30^o. Indicele de anizotropie a rocilor este de 0,98, iar apăsarea pe sapă 100 kN. Să se determine forţa geologică şi direcţia ei.

Soluţie. Azimutul sondei este nedefinit, dar el se consideră egal cu cel al stratelor $\Delta\gamma = 0$.
Se calculează mărimile:

$g_1 = \cos 0^o \cos 30^o + \sin 0^o \sin 30^o \cos 0^o = \cos 30^o = 0{,}86603,$

$g_2 = \sin 30^o \sin 0^o = 0,$

$g_3 = \cos 0^o \sin 30^o \cos 0^o - \sin 0^o \cos 30^o = \sin 30^o = 0{,}5,$

$A = 0^2 + 0{,}5^2 + 0{,}86603\ (0 \cdot \mathrm{tg}0^o + 0{,}5 \cdot \mathrm{tg}0^o) = 0{,}25.$

Cu formulele (35) şi (36) se determină:

$$F_{\hat{i}} = \frac{(1-0{,}98)\cdot 0{,}86603 \cdot 0{,}5}{(1-0{,}98)\cdot 0{,}25 + 0{,}98} 100\,000 = 879 \text{ N},$$

$$F_a = \frac{(1-0{,}98)\cdot 0{,}86603 \cdot 0}{(1-0{,}98)\cdot 0{,}25 + 0{,}98} \cdot 100\,000 = 0.$$

Forţa geologică $F_g = F_{\hat{i}} = 879$ N (0,879 % din apăsarea axială) va provoca o deviere a sondei în direcţia de ridicare a stratelor.

Exemplul 4. O sondă cu înclinarea de 10^o şi azimutul de 90^o întâlneşte un strat cu înclinarea de 30^o care se ridică spre nord. Sonda este dreaptă. Indicele de anizotropie este 0,98, iar apăsarea pe sapă 100 kN. Să se determine forţa geologică şi direcţia ei.

Soluţie. Se determină mărimile:

$g_1 = \cos 10^o \cos 30^o + \sin 10^o \sin 30^o \cos 90^o = \cos 10^o \cos 30^o = 0{,}85287,$

$g_2 = \sin 10^o \sin 90^o = \sin 30^o = 0{,}5,$

$g_3 = \cos 10^o \sin 30^o \cos 90^o - \sin 10^o \cos 30^o = -\sin 10^o \cos 30^o = -0{,}15038,$

$A = 0{,}5^2 + (-0{,}15038)^2 - 0{,}85287\,(0{,}5 \operatorname{tg} 0^o - 0{,}15038 \operatorname{tg} 0^o) = 0{,}27262.$

Cele două forţe

$$F_t = \frac{(1-0{,}98)\cdot 0{,}85287 \cdot 0{,}15038}{(1-0{,}98)\cdot 0{,}27262 + 0{,}98} \cdot 100\,000 = -260 \text{ N},$$

$$F_a = \frac{(1-0{,}98)\cdot 0{,}85287 \cdot 0{,}50}{(1-0{,}98)\cdot 0{,}27262 + 0{,}98} \cdot 100\,000 = 865 \text{ N}.$$

Forţa totală

$$F_g = \sqrt{260^2 + 865^2} = 903 \text{ N}.$$

Direcţia acestei forţe

$$\Omega_g = \operatorname{arctg} \frac{-260}{865} = -16{,}73^o.$$

Înclinarea sondei tinde să scadă şi azimutul descreşte: sonda tinde spre azimutul de ridicare a stratelor.

De notat că un anumit ansamblu de fund se comportă diferit într-o rocă izotropă şi într-o rocă anizotropă, deoarece la aceeaşi forţă laterală creată de ansamblu modul de interacţiune sapă-rocă este diferit. Mai exact, forţa „geologică" este determinată de indicele de anizotropie a rocii. Astfel, un ansamblu care într-o rocă izotropă se comportă ca un ansamblu de menţinere a direcţiei sondei, în una anizotropă poate deveni unul de creştere a înclinării [4].

1.4. Deplasarea laterală a sapelor

Atât la forajul rotary, cât şi la cel cu motoare submersibile, s-a constatat că sondele nu rămân în acelaşi plan vertical, fie că deviază natural, fie că sunt dirijate. Ele deviază adeseori spaţial, spre dreapta ori spre stânga faţă de direcţia iniţială (fig. 25). Comportamentul lor se păstrează într-o anumită zonă, dacă tehnologia de foraj rămâne neschimbată.

Abaterea laterală, a cărei intensitate poate ajunge la $0{,}2 - 0{,}3^o/10$ m [1], este adesea nepredictibilă. Sonda poate rata ţinta urmărită, iar dacă traseul este corectat periodic se măreşte tortuozitatea ei.

Cauzele deplasării laterale sunt, practic, aceleaşi care provoacă şi înclinarea sondei: comportarea ansamblului de fund, interstratificaţia şi anizotropia rocilor, modul de lucru al sapei la talpă. Factorii care determină mărimea şi sensul fenomenului sunt numeroşi: alcătuirea ansamblului de fund, înclinarea, diametrul şi profilul sondei (de creştere, scădere ori de menţinere a înclinării), înclinarea şi azimutul stratelor, anizotropia rocilor, construcţia sapei, sistemul de dirijare

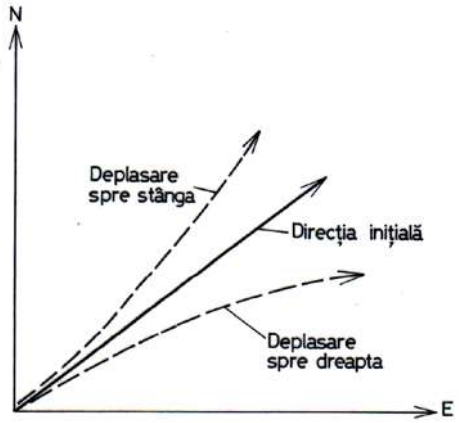

Fig. 25. *Devierea laterală a sondelor.*

folosit (cu motor de fund sau rotary, prin înclinarea sapei ori prin împingerea ei lateral), apăsarea pe sapă, turaţia sapei.

Problema a fost studiată experimental şi teoretic, de obicei printr-o modelare numerică în 3D, mai ales pentru sapele cu PDC. În principiu, s-a determinat mărimea şi sensul forţei laterale care provoacă deplasarea respectivă, în diverse condiţii, deşi în general sapa nu se deplasează pe direcţia forţei respective. În ceea ce priveşte comportarea ansamblului de fund şi anizotropia rocilor, modul de stabilire a forţei amintite a fost cercetat în paragrafele anterioare. Aici se vor nota doar câteva aspecte ale problemei privitoare la construcţia sapei.

S-au căutat corelaţiile posibile între fenomenul de deplasarea laterală şi caracteristicile constructive ale sapelor cu PDC: profilul lor, distribuţia, dimensiunile şi unghiul de aşezare a elementelor tăietoare, lungimea zonelor de calibrare, atât cea activă, cât şi cea pasivă. S-a încercat chiar o încadrare a sapelor PDC clasificate conform codului IADC în trei categorii, cele care deviază spre stânga, cele care deviază spre dreapta şi cele cu o comportare neutră; drept indicatori s-au luat adâncimea conului interior şi înălţimea conului exterior. Dacă se cunosc, în plus, coeficientul de frecare între suprafaţa sapei şi pereţii găurii de sondă se poate chiar calcula unghiul de abatere laterală. Simultan se face şi o încadrare a sapelor în ceea ce priveşte dirijabilitatea lor, caracteristică determinată practic de aceiaşi parametri constructivi [16, 17]. Evident, sunt de dorit nişte sape „ideale", care să aibă tendinţa de deviere laterală zero.

Din păcate, sunt mulţi factori, alţii decât cei constructivi, care determină tendinţa respectivă. De exemplu, pe un interval de creştere a înclinării sondei sapa va devia spre stânga dacă se foloseşte un sistem de dirijare rotary cu împingere laterală şi spre dreapta dacă este unul care înclină sapa [11]. Mărimea frecărilor dintre suprafaţa laterală a sapei şi pereţii găurii de sondă, jocul sapei faţă de pereţii sondei, prezenţa stabilizatorilor, viteza de avansare şi turaţia sapei joacă şi ele un rol. Foarte discutată este influenţa lungimii zonei de calibrare a sapei.

Dacă în multe observaţii de şantier nu s-a găsit o dependenţă relevantă, se admite de regulă că lungimile zonelor de calibrare, activă şi pasivă, au un rol important în ceea ce priveşte deplasarea laterală a sapei [1, 2, 10, 11, 15 – 18].

2. Controlul devierii sondelor

Prin controlul devierii se înţelege de regulă prevenirea devierii sondelor de la verticală. În sens mai larg, noţiunea se poate extinde şi la menţinerea înclinării şi a deplasării orizontale a sondelor în anumite limite prescrise.

Controlul devierii presupune înlăturarea sau anihilarea cauzelor care o provoacă. Cauzele geologice, naturale, nu pot fi evitate, dar efectele lor pot fi contracarate, diminuate sau chiar folosite, cu metode tehnologice adecvate. Şi, de regulă, tocmai cauzele naturale joacă rolul principal în devierea nedorită a sondelor.

Uneori, controlul urmăreşte readucerea sondei deviate în limite acceptabile.

În ambele situaţii, trebuie evitate schimbările severe de direcţie: intensităţile de deviere trebuie menţinute sub 0,3 – 0,4^o/10 m.

Metodele de control a devierii sondelor, folosite separat sau combinat, sunt:

– micşorarea apăsării pe sapă;
– folosirea temporară a unor mijloace de dirijare;
– utilizarea ansamblurilor de prăjini grele stabilizate;
– folosirea unor sisteme specializate.

2.1. Micşorarea apăsării pe sapă

Aceasta este cea mai comodă metodă de control al devierii sondelor, pentru ansambluri nestabilizate, dar nu şi cea mai indicată. Prin reducerea apăsării axiale se micşorează atât forţa laterală care provoacă devierea, cât şi unghiul de dezaxare sapă-sondă. În sonde deja deviate, prin reducerea apăsării axiale se accentuează efectul de frezare pe peretele inferior al găurii de sondă. Ca rezultat, se intensifică ritmul de revenire a sondei spre verticală. Fenomenul se accentuează dacă se măreşte turaţia [12].

Metoda nu este indicată pentru că se micşorează viteza de foraj şi în strate cu tendinţă severă de deviere se dovedeşte adesea ineficientă. Ea se aplică uneori în combinaţie cu tehnica pendulului (v. par. 2.3) pentru a reduce înclinarea unei sonde proiectate vertical.

2.2. Folosirea unor mijloace de dirijare

Când o sondă a deviat prea mult de la direcţia verticală şi acest lucru este deranjant, ea poate fi readusă pe un traseu apropiat de cel iniţial folosind un mijloc de dirijare: un motor dezaxat, sau chiar o pană de deviere, acolo unde motoarele nu sunt aplicabile. Uneori, dacă sonda s-a abătut prea mult de la

traseul iniţial şi continuarea forajului fără probleme sau posibilitatea atingerii ţintei ar putea fi compromise, se abandonează chiar o porţiune din sonda forată.

Metoda se aplică uneori în roci tari, atunci când tehnica pendulului nu dă rezultate pozitive, şi atunci când trebuie modificat azimutul sondei.

Pentru a obţine viteze de foraj ridicate, adeseori ansamblul de fund conţine şi un motor uşor dezaxat, chiar pe intervalele verticale, iar garnitura se roteşte cu o turaţie moderată. Dacă măsurătorile, cu sisteme MWD ori cu instrumente introduse cu cablu, indică o deviere prea mare, motorul se orientează, se forează un timp fără rotirea garniturii şi sonda se readuce la direcţia verticală.

La forajul combinat rotary-motor, cu o reducţie flexibilă deasupra motorului, se poate folosi efectul forţele centrifuge create prin rotirea garniturii şi a rotorului motorului pentru a preveni tendinţa de deviere a unei sonde [25].

2.3. Ansambluri de prăjini grele stabilizate

Alcătuirea adecvată a ansamblului de prăjini grele, în concordanţă cu înclinarea şi diametrul sondei, condiţiile geologice şi scopul urmărit, constituie cea mai utilizată şi mai comodă metodă de control al devierii sondelor. Ea permite să se realizeze găuri de sondă relativ netede şi să se folosească apăsări pe sapă suficient de mari.

Un ansamblu de fund stabilizat este alcătuit din prăjini grele cu rigiditatea sporită şi un număr de stabilizatori amplasaţi de-a lungul lui. Devierea sondei este prevenită dacă efectele celor trei cauze (forţa laterală, dezaxarea sapei, forţa de formaţiune) se anihilează reciproc; când tendinţa de deviere naturală lipseşte este suficient să se minimizeze forţa laterală şi unghiul de dezaxare sapă-sondă. Pentru scăderea înclinării, dimpotrivă, se urmăreşte crearea unei forţe dirijate spre peretele inferior al găurii de sondă care să depăşească efectul dezaxării şi pe cel al anizotropiei rocilor.

1. Pentru *menţinerea direcţiei* sondelor se folosesc ansambluri rigide cu trei sau mai mulţi stabilizatori. Ele centrează sapa în gaura de sondă reducând la minimum unghiul de dezaxare.

În general, forţa laterală nu este anulată complet şi ansamblurile pot avea o uşoară tendinţă de scădere sau de creştere a înclinării, dar, dacă sunt alese corespunzător, ele contracarează tendinţa de deviere naturală. Aceste ansambluri sunt puţin sensibile la variaţia apăsării pe sapă; comportarea lor este însă dependentă de înclinarea sondei.

Primii trei, patru stabilizatori au rolul cel mai important în păstrarea direcţiei. Următorii reduc doar pericolul de prindere a prăjinilor grele, din cauza lipirii şi a presiunii diferenţiale sondă-strate, şi uşurează condiţiile de solicitare a prăjinilor, eliminând vibraţiile laterale.

În principiu, studiind comportarea lor, pot fi găsite cele mai potrivite ansambluri pentru diverse condiţii, determinate de tendinţa de deviere naturală, înclinarea şi curbarea sondei, apăsare şi turaţie, mărimea frecărilor cu pereţii

găurii de sondă, rezistenţa rocilor, capacitatea de frezare laterală a sapei, construcţia stabilizatorilor ş.a. Cum condiţiile respective nu pot fi cunoscute şi cuantificate precis, iar adeseori ele se schimbă de-a lungul sondei, ansamblurile stabilite teoretic trebuie ajustate potrivit experienţei din zona respectivă.

În figura 26 sunt prezentate trei ansambluri pentru menţinerea direcţiei găurii de sondă, în ordinea eficienţei lor [5, 19]. Ultimul, cel cu cinci stabilizatori, este recomandabil în sonde cu înclinări mici. Se recomandă ca între stabilizatorul montat lângă sapă şi cel de-al doilea să existe o distanţă egală cu circa 12 diametre de sapă. În acest caz este nevoie de o prăjină grea scurtă, eventual o prăjină pătrată scurtă, cu diagonala apropiată de diametrul sondei, pentru a fi cât mai rigidă. În absenţa unei prăjini grele scurte, cel de-al doilea stabilizator se amplasează la 9 m de primul, dar eficienţa ansamblului este mai scăzută.

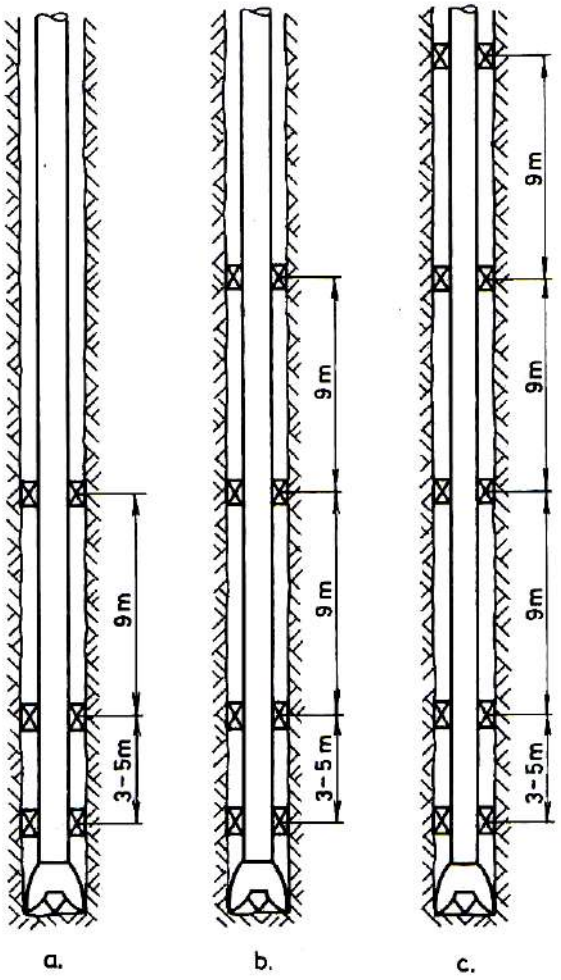

Fig. 26. *Ansambluri de menţinere a direcţiei găurii de sondă.*

Prăjinile grele din porţiunea stabilizată trebuie să fie cât mai rigide, cu diametrul exterior cât mai mare posibil.

Toate ansamblurile stabilizate sunt sensibile la mărimea jocurilor dintre stabilizator şi gaură de sondă. Jocurile se formează prin uzarea stabilizatorilor sau prin lărgirea găurii de sondă. Aşa numitele ansambluri „împachetate" presupun ca primul stabilizator, cel de lângă sapă, chiar şi cel de-al doilea să nu aibă joc, altminteri ei nu mai vin în contact cu pereţii sondei. Pe măsura îndepărtării de sapă, efectul jocului stabilizator-sondă se diminuează.

Şi lungimea de contact a stabilizatorilor joacă un oarecare rol: cei care sunt mai lungi, cu lame eventual spirale (folosiţi în roci slabe) sau cu şase role (pentru roci tari şi abrazive) – câte trei la două nivele diferite – împiedică rotirea longitudinală a prăjinilor şi evită dislocarea rocii din pereţi. În zone cu tendinţă severă de deviere se pot folosi chiar doi stabilizatori la sapă, în tandem.

2. Pentru *reducerea înclinării* sondelor, cea mai utilizată metodă este cunoscută sub numele de tehnica pendulului (fig. 27). Se plasează un stabilizator la o distanţă de sapă aleasă astfel încât prăjinile aflate sub el să creeze un efect de pendul maxim, care să readucă sonda la verticală (v. şi fig. 12 şi 13).

Efectul de pendul există şi în absenţa stabilizatorului, dar, în prezenţa lui, efectul poate fi amplificat pentru că lungimea porţiunii nesprijinite poate fi simţitor mărită, chiar până la dublare.

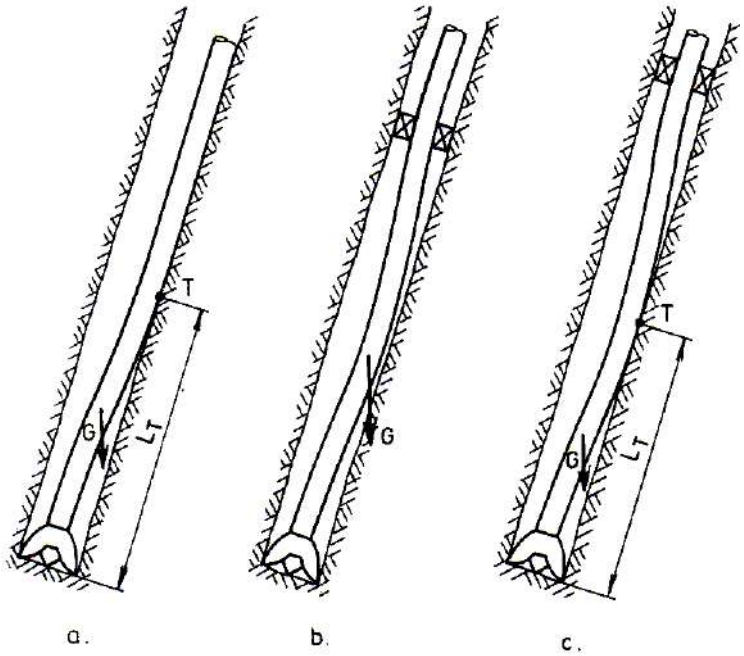

Fig. 27. *Folosirea efectului de pendul:*
a – ansamblu fără stabilizator; b – stabilizatorul este montat corect;
c – stabilizatorul este montat prea sus.

Dacă stabilizatorul este amplasat prea sus, prăjinile vin în contact cu peretele sondei sub el şi efectul lui se anulează.

Distanţa optimă sapă-stabilizator creşte cu rigiditatea prăjinilor şi cu jocul prăjini-sondă; ea scade cu înclinarea sondei şi cu apăsarea pe sapă (fig. 28).

Prăjinile grele cu diametru mai mare sunt preferabile pentru că au rigiditatea şi masa unitară sporite.

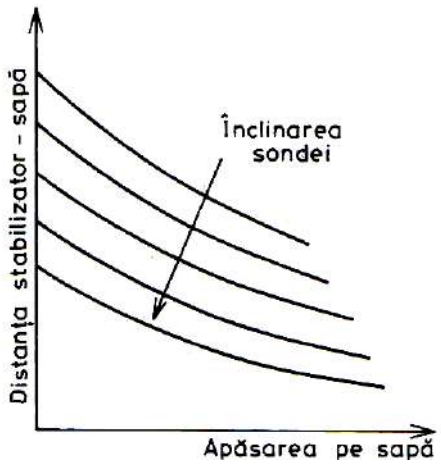

Fig. 28. *Distanţa optimă sapă-stabilizator scade cu apăsarea pe sapă şi cu înclinarea sondei.*

Cum distanţa optimă sapă-stabilizator presupune prăjini grele cu o lungime diferită de cea standard, de 9 m, în practică stabilizatorul se plasează la 18 sau la 27 m: prima variantă se adoptă la înclinări mai mari, prăjini mai elastice şi jocuri prăjini-sondă mai mici.

Dacă deasupra acestui stabilizator se montează încă unul, la 9 m, forţa care creează tendinţa de reducere a înclinării se amplifică. În plus, se îmbunătăţesc şi condiţiile de lucru ale prăjinilor.

Se folosesc şi stabilizatori montaţi pe motoarele submersibile, unul la capătul inferior şi al doilea la capătul superior, în funcţie de scopul urmărit (v. cap. 6).

2.4. Sisteme automate de foraj vertical

Acestea sunt sisteme active, inteligente, care corectează automat orice tendinţă de abatere a sondei de la direcţia verticală, fără intervenţie de la suprafaţă. Ele nu limitează apăsarea pe sapă sau viteza de avansare, ceea ce permite să se obţină performanţe mai bune. Se evită unele marşuri suplimentare pentru schimbarea ansamblurilor de fund. Găurile de sondă sunt mai netede, pereţii lor mai stabili, frecările sunt mai reduse, uzura prăjinilor şi a coloanelor tubate este mai scăzută. Se pot reduce jocurile de tubare şi micşora diametrul coloanelor de

burlane. Sistemele sunt utile în zone cu tendinţă severă de deviere, pe platforme cu un număr mare de sonde şi atunci când toleranţele laterale sunt foarte mici.

Sistemele automate de foraj vertical pot fi folosite atât cu motore de fund, cât şi rotary, ca o adaptare a sistemelor de dirijare rotary care folosesc forţa laterală [3, 6 – 9, 22]. Ele sunt diferenţiate prin sistemele mecanice, hidraulice sau electrice folosite, prin sistemele de măsurare, control, alimentare cu energie şi transmitere a informaţiilor la suprafaţă. Sunt comerciale sistemele *VertiTrak* (Baker-Hughes), *Power V* (Schlumberger) ş.a.

În figura 29 este prezentat un sistem automat de foraj vertical. El este alcătuit dintr-un motor elicoidal echipat la capătul inferior cu un stabilizator cu trei sau patru lame expandabile, senzori de măsurare a înclinării, o pompă de ulei, un alternator acţionat de o turbină, un sistem de transmitere la suprafaţă a datelor prin pulsaţii de noroi şi electronica aferentă.

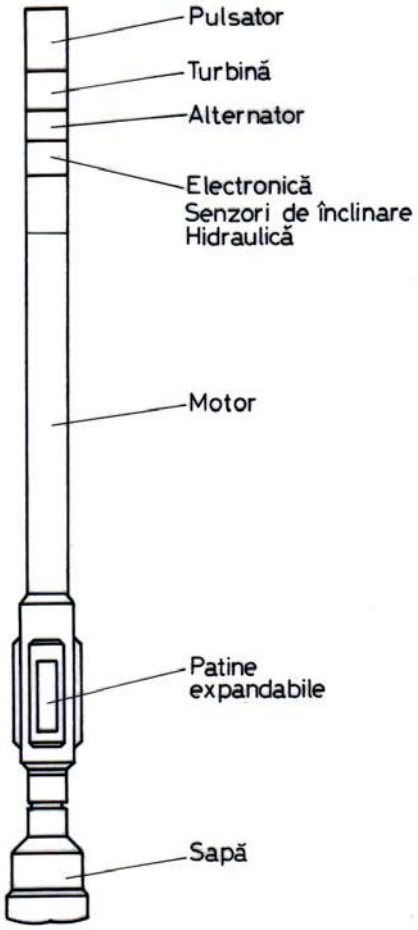

Fig. 29. *Sistem de foraj pentru sonde verticale.*

Patinele stabilizatorului sunt activate, prin intermediul unor pistoane, de presiunea furnizată de pompa de ulei, cu ajutorul unor electrovalve controlate electronic. Când senzorii de înclinare (două accelerometre) detectează o deviere de la verticală peste o anumită limită este generată o comandă de compensare a devierii: este aplicată o presiune hidraulică pe unul sau mai multe pistoane creând o forţă orientată care împinge dispozitivul în direcţia opusă până când sonda revine la verticală (fig. 30). Viteza de revenire este determinată de excentricitatea patinelor de dirijare, dar şi de poziţia stabilizatorului montat la capătul de sus al ansamblului, când este prezent. Schimbând poziţia acestuia se poate influenţa ritmul de revenire la verticală.

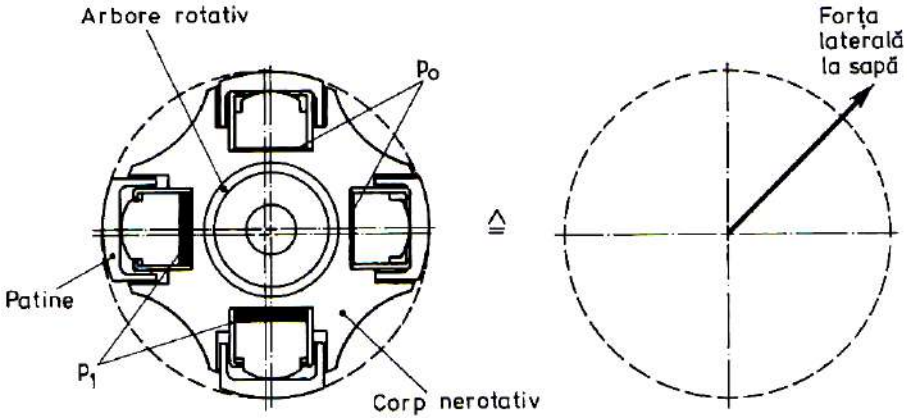

Fig. 30. *Modul de generare a forţei de dirijare.*

Sistemul funcţionează automat. El lucrează fără să se rotească garnitura de foraj, dar, temporar, pentru a îmbunătăţi evacuarea detritusului şi viteza de avansare ori pentru corectarea găurii de sondă, garnitura poate fi rotită. Când se manevrează prăjinile, când se lărgeşte gaura de sondă şi atunci când controlul devierii nu este necesar, patinele pot fi retrase prin dezactivarea sistemului cu o comandă de la suprafaţă, de exemplu prin modificarea debitului de circulaţie, sau prin oprirea şi repornirea pompelor.

Datele de înclinare măsurate de-a lungul sondei sunt stocate şi, în acelaşi timp, transmise la suprafaţă prin pulsaţii de presiune.

Sistemele pot fi însoţite de diverse module pentru măsurarea rezistivităţii, a radiaţiilor gama, a vibraţiilor.

Cu astfel de sisteme se pot fora sonde cu înclinări sub 0,2 – 0,3°.

Unele sisteme de control al verticalităţii sunt adaptate pentru dirijarea sondelor cu înclinări şi intensităţi de deviere nu prea mari (*TruTrak* – firma Baker-Hughes). Alte sisteme de dirijare rotary devin sisteme autonome de control al verticalităţii sondelor fără intervenţie de la suprafaţă doar prin schimbarea unor module de electronică-soft [3].

Întrebări

1. *Care sunt cauzele nemijlocite ale devierii sondelor?*
2. *Ce se înţelege prin forţă de deviere geologică?*
3. *În ce direcţie înaintează sapa?*
4. *Cum influenţează apăsarea axială devierea sondei? Dar rigiditatea prăjinilor grele?*
5. *Ce efect are un stabilizator plasat lângă sapă? Dar unul plasat la 18 m, de exemplu?*
6. *Cine provoacă deplasarea laterală (azimutală) a sapei?*
7. *Ce efect are turaţia asupra devierii sondelor?*
8. *Care este tendinţa de deviere în strate înclinate?*
9. *Ce metode de prevenire a devierii sondelor se folosesc?*
10. *Ce se înţelege prin tehnica pendulului?*
11. *Daţi un exemplu de ansamblu de fund pentru menţinerea direcţiei sondei?*
12. *Cum influenţează jocul dintre stabilizatori şi pereţii găurii de sondă comportarea unui ansamblu stabilizat?*
13. *Ce tip de stabilizatori se folosesc în roci slabe? Dar în cele tari şi abrazive?*
14. *În ce constă un sistem de foraj automat al unei sonde verticale?*

Probleme

1. Să se determine unghiul la care se stabilizează direcţia sondei în condiţiile din exemplul 1, la apăsarea axială de 100 kN, presupunând că distanţa de la sapă la primul punct de tangenţă se păstrează.

R: $1{,}06^{o}$.

2. Să se recalculeze unghiul de stabilizare a sondei în aceleaşi condiţii din exemplul 1 dacă pe sapă acţionează o forţă geologică ascendentă (de creştere a înclinării) de 2000 N.

R: $12{,}56^{o}$.

3. Să se determine forţa laterală pe sapă şi distanţa de la sapă la primul punct de tangenţă în aceleaşi condiţii din exemplul 1, dacă unghiul de înclinare a sondei este 10^{o} şi 20^{o}.

R: 10^{o}: –1148 N şi 11,42 m; 20^{o}: – 2016 N şi 9,74 m.

4. Să se determine forţa laterală şi distanţa de la sapă la primul punct de tangenţă dacă în problema precedentă în locul prăjinilor de 6 3/4 in se folosesc prăjini grele de 6 in, cu diametrul interior de 71,5 mm şi masa unitară 111,7 kg/m.

R: 338 N, 12,50 m.

5. Să se determine forţa laterală la sapă şi distanţa de la stabilizator până la punctul de tangenţă în aceleaşi condiţii din exemplul 1, dacă se plasează un stabilizator fără joc la 1,5 m, la 9 m şi la 18 m.

R: 3962 N, 17,56 m; 128 N, 17,48 m; – 725 N; 17,54 m.

6. Să se recalculeze forţa laterală şi distanţa de la stabilizator până la primul punct de tangenţă în condiţiile din exemplul 2, dacă stabilizatorul are diametrul egal cu cel al sapei.

R: 14 706, 19,99 m.

7. O sondă dreaptă cu înclinarea de 5^o şi azimutul 150^o întâlneşte un strat cu înclinarea de 40^o care se ridică pe o direcţie cu azimutul de 330^o. Indicele de anizotropie al rocilor este 0,98, iar apăsarea pe sapă 100 kN. Să se calculeze forţa geologică şi direcţia ei.

R: $F_g = F_i = -1947$ m. Azimutul se păstrează, înclinarea tinde să scadă .

8. O sondă dreaptă cu înclinarea de 30^o şi azimutul 45^o interceptează un strat cu înclinarea de 10^o care se ridică spre sud. Indicele de anizotropie a rocilor este 0,98, iar apăsarea pe sapă 100 kN. Să se calculeze forţa geologică şi direcţia ei.

R: F_g = 514 N cu azimutul $-26{,}2^o$. Înclinarea sondei descreşte, iar azimutul ei creşte.

Referinţe bibliografice

1. Bannerman, J. S.: *Walk Rate Prediction on Alwyn North Field by Means of Data Analysis and 3D Computer Model*, Europec 90, The Hague, The Netherlands, 22 – 24 October 1990, SPE 20 933.
2. Barton, S.: *Development of Stable PDC Bits for Specific Use on Rotary Steerable Systems*, Asia Pacific Drilling Technology, Kuala Lumpur, Malaysia, 11 – 13 September 2000, IADC/SPE 62 779.
3. Barton, S. *et al.*: *Novel Drilling Technology Improves Verticality in Top Hole Sections While Reducing Drilling Time and Costs*, Abu Dhabi International Petroleum Exhibition & Conference, Abu Dhabi, UAE, 11 – 14 November 2012, SPE 162 514.
4. Boualleg, R. *et al.*: *Effect of Formations Anisotropy on Directional Tendencies of Drilling Systems*, Drilling Conference, Miami, Florida, USA, 21 – 23 February 2006, IADC/SPE 98 865.
5. Bourgoyne, Jr, A. T. *et al.*: *Applied Drilling Engineering,* Society of Petroleum Engineering, Richardson, Texas, USA, 1991.
6. Caiyun, A. *et al.*: *Research and Application of Automatic Vertical Drilling System,*

Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Tianjin, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 155 672.

7. Calderoni, A.: *Automated Steering Systems Applied to Complex Horizontal Well in South Italy*, International Conference on Horizontal Well Technology, Calgary, Alberta, Canada, 1 – 4 November 1998, SPE 50 379.

8. Calderoni, A. *et al.*: *Outstanding Economic Advantages Based on New Straight-Hole Drilling Device Proven in Various Oilfield Locations*, Annual Technical Conference and Exhibition, Houston, Texas, USA, 3 – 6 October 1999, SPE 56 444.

9. Comeaux, B. *et al.*: *New Automatic Vertical Drilling System for High Temperature, Harsh Environment and Performance Drilling Applications,* Offshore Mediterranean Conference and Exhibition, Ravenna, Italy, 28 – 30 March 2007, Paper 2007-052.

10. Chen, S. *et al.*: *Modeling of the Effects of Cutting Structure, Impact Arrestor, and Gage Geometry on PDC Bit Steerability*, Technical Conference, Houston, Texas, USA, 10 – 12 April 2007, Paper AADE-07-NTCE-10.

11. Chen, S. *et al.*: *Reexamination of PDC Bit Walk in Directional and Horizontal Wells,* Drilling Conference, Orlando, Florida, USA, 4 – 6 March 2008 IADC/SPE 112 641

12. Ernst, St. *et al.*: *Effects of RPM and ROP on PDC Bit Steerability*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 20 – 22 February 2007, SPE/IADC 105 594.

13. Ho, H.-S.: *Prediction of Drilling Trajectory in Directional Wells Via a New Rock-Bit Interaction Model,* Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, Texas, USA 27 – 30 September 1987, SPE 16 658.

14. Ho, H.-S.: *Method and System of Trajectory Prediction and Control Using PDC Bits*, United State Patent 5 608 162, 1997.

15. Menand, S. *et al.*: *How Bit Profile and Gauges Affect Well Trajectory,* SPE Drilling & Completion, March 2003, p. 34 – 41. (SPE 74 459, 82 412).

16. Menand, S. *et al.*: *PDC Bit Classification According to Steerability*, SPE Drilling & Completion, March 2004, p. 5 – 12. (SPE 79 795, 87 837).

17. Menand, S. *et al.*: *PDC Bit Steerability Modeling and Testing for Push-the-bit and Point-the-bit RSS*, Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 283.

18. Mensa-Wilmot, G. *et al.*: *Specialized PDC Bit Improves Efficiency of Rotary Steering Drilling Tools in Demanding Directional Drilling Programs*, Asia Pacific Drilling Technology, Kuala Lumpur, Malaysia, 11 – 13 September 2000, SPE 62 781.

19. Millheim, K. K.: *Eight Part Series on Directional Drilling,* Oil & Gas Journal, November 1978 – February 1979.

20. Millheim, K. K., Apostal, M. C.: *How BHA dynamics affect bit trajectory*, World Oil, May 1981, p. 183 – 205.

21. Popescu, D.: *Cercetări privind modelarea numerică a devierii şi dirijării sondelor*, Teză de doctorat, Institutul de Petrol şi Gaze, Ploieşti, 1992.

22. Reich, M. *et al.*: *Straight Down to Success: Performance Rewiew of a Vertical Drilling System,* Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 5 – 8 October 2003, SPE 84 451.

23. Yan, Tie *et al.*: *A Model for Calculation of Formation Force and Its Application,* SPE Drilling & Completion, December 1996, p. 196 – 200. (SPE 25 519).

24. Zhao, Z. *et al.*: *Mechanism of Well Deviation in Air Drilling and Its Control,* International Oil & Gas Conference and Exhibition, Beijing, China, 8 – 10 June 2010, SPE 130 201.

25. Zhu, X. *et al.*: *A New BHA´s Theoretical Analysis and Its Successful Applications,* International Oil and Gas Conference and Exhibition, Beijing, China, 8 – 10 June 2010, SPE 130 923.

5

METODE ŞI MIJLOACE DE DIRIJARE

1. Clasificări. Aplicabilitate

În industria de petrol şi gaze, sondele dirijate se forează de obicei cu instalaţii obişnuite: ele sunt iniţiate vertical şi, apoi, de la o anumită adâncime, sunt dirijate pe traseul dorit. S-au construit şi instalaţii capabile să foreze înclinat chiar de la suprafaţă, dar ele au o răspândire redusă, la exploatarea unor zăcăminte de mică adâncime.

Pentru prospecţiuni şi explorări geologice, există instalaţii (numite sondeze) care pot fora înclinat de la gura sondei. Din galerii miniere se forează în toate direcţiile, inclusiv orizontal sau ascensional. Asemenea instalaţii s-au folosit şi la exploatarea petrolului prin metode miniere.

Există, de asemenea, instalaţii specializate care se utilizează în diverse alte domenii, nepetroliere: la montarea conductelor prin subtraversare, la consolidarea sau impermeabilizarea terenurilor etc.

Pentru a schimba direcţia unei sonde sunt necesare: o anumită alcătuire a ansamblului de fund, unele scule specifice, mijloace pentru controlul poziţiei acestor scule, instrumente de măsurare a parametrilor spaţiali ai sondei şi o tehnologie adecvată. Şi pentru menţinerea direcţiei unei găuri de sondă – înclinată, orizontală sau chiar verticală –, este nevoie de o anumită componenţă a ansamblului de talpă şi de o tehnologie corespunzătoare.

S-au inventat şi s-au perfecţionat în ultima sută de ani numeroase metode de dirijare a sondelor. Ele pot fi clasificate după diverse criterii.

1. După *metoda de foraj*, sondele se dirijează:
   – cu masa rotativă sau cu *top drive*;
   – cu motoare submersibile;
   – cu sisteme de dirijare rotary.
2. După *scopul urmărit*, mijloacele utilizate servesc la:
   – creşterea înclinării;
   – scăderea înclinării;
   – păstrarea direcţiei;
   – schimbarea azimutului („rotirea”sondei);
   – folosirea tendinţei naturale de deviere.
3. După *modul de lucru*, procedeele de dirijare sunt:
   a. mecanice:

– cu pene de deviere,
– cu motoare submersibile dezaxate,
– cu sisteme de dirijare rotary,
– cu stabilizatori, ficşi sau reglabili,
– cu prăjini articulate,
– cu conductori înclinaţi sau curbaţi,
– cu instalaţii specializate pentru foraj înclinat;

b. hidraulice (cu jet orientat);

c. naturale (folosesc tendinţa naturală de deviere).

Metodele mecanice utilizate pentru schimbarea direcţiei unei sonde urmăresc fie să împingă sapa (freza) lateral faţă de axa sondei – pentru a-i folosi efectul de frezare laterală –, fie să încline sapa (freza) faţă de axa sondei, schimbând planul de dislocare (frezare) frontală. Cele două efecte se obţin: a) prin mijloace exterioare (plasarea unei pene în sondă, folosirea unui conductor curbat sau înclinat); b) prin utilizarea unui motor de fund dezaxat ori a altor sisteme deflectante şi c) prin exploatarea modului de comportare a ansamblului de talpă, în absenţa sau în prezenţa stabilizatorilor sau a altor mijloace de deflecţie.

Metoda hidraulică presupune folosirea efectului eroziv a unui jet de noroi orientat în direcţia dorită.

Practic toate mijloacele de dirijare, cu pene de deviere, cu prăjini articulate, cu conductori curbaţi sau înclinaţi, cu stabilizatori, pot fi utilizate atât în sistemul de foraj rotary, cât şi în cel cu motoare submersibile.

Aplicarea uneia sau a alteia dintre metodele de dirijare este condiţionată de scopul urmărit (iniţiere, creştere, menţinere ori scădere a înclinării), intensitatea de deviere dorită, adâncimea, diametrul şi înclinarea sondei, duritatea şi stabilitatea rocilor, mijloacele disponibile şi experienţa operatorilor.

Astfel, penele de deviere se folosesc de regulă pentru frezarea unei ferestre de ieşire dintr-o coloană de burlane. Se pot utiliza şi la forajul sondelor cu intensităţi mari de deviere, împreună cu garnituri de prăjini articulate, în sonde fierbinţi ori cu diametrul mic, când nu există motoare adecvate.

Dirijarea cu jet este aplicabilă în roci slabe şi numai pentru iniţierea devierii.

Ansamblurile cu stabilizatori se folosesc pentru creşterea înclinării, după ce s-a iniţiat devierea cu altă metodă, pentru menţinerea sau reducerea înclinării.

Motoarele submersibile dezaxate sunt mijloace de dirijare destul comode pentru că garnitura de foraj nu se roteşte. Se obţin intensităţi mari de deviere, sondele sunt relativ netede, iar controlul devierii este destul de simplu.

Aşa numitele sisteme de dirijare rotary sunt în prezent tot mai folosite. Garnitura de foraj este rotită de la suprafaţă, iar cu un sistem de dirijare plasat deasupra sapei, aceasta este împinsă lateral ori este înclinată şi sonda este deviată în direcţia dorită. Printre altele, aceste sisteme au avantajul că permit dirijarea automată a sondei pe traseul dorit. Deasupra sistemului de dirijare poate fi plasat un motor hidraulic de fund şi garnitura nu mai trebuie rotită.

Metodele precizate mai sus sunt uneori alternate sau chiar combinate.

2. Dirijarea cu pana de deviere

Pana de deviere este o piesă metalică masivă, de 3 – 5 m lungime, cu o suprafaţă laterală înclinată şi concavă, care, după fixarea ei în sondă, obligă sapa şi ansamblul de foraj să devieze de la direcţia iniţială a sondei. Înclinarea penei este de $2 – 3^{o}$.

Pana este cel mai vechi instrument de deviere. Ea s-a folosit înainte de 1900, pentru resăparea unor sonde pe lângă garnituri de foraj prinse şi nerecuperabile, iar mai târziu, după 1930, pentru interceptarea şi omorârea sondelor scăpate de sub control.

În prezent, penele de deviere se utilizează în mod curent la frezarea ferestrelor în coloane de burlane, când acestea sunt avariate ori se execută o reintrare în strat sau o ramificaţie a sondei, deoarece este nevoie de un sprijin rezistent pentru ca freza să fie împinsă în peretele burlanului frezat. Se folosesc uneori şi pentru schimbarea direcţiei în găuri de sondă netubate. La forajul direcţional obişnuit, penele nu se mai folosesc pentru că dirijarea ar necesita prea multe marşuri şi există astăzi alte metode, mult mai rapide şi mai eficiente.

Se întâlnesc multe tipuri de pene: recuperabile şi nerecuperabile (permanente), orientate şi neorientate (oarbe), pline sau tubulare, pene folosite în găuri tubate şi pene pentru găuri de sondă libere, pene cu circulaţie şi pene fără circulaţie. Penele recuperabile se extrag la primul marş sau ulterior.

Există, totodată, diverse modalităţi de fixare sau de ancorare a lor în sondă: prin înfigere în talpa sondei, prin cimentare, prin întregire cu porţiunea de garnitură prinsă şi abandonată în sondă, printr-un sistem de bacuri de coloană sau de teren – solidare cu pana ori formând un dispozitiv independent – , cu un packer ancorat anterior în coloana de burlane.

Penele neorientate se folosesc atunci când se abandonează o porţiune avariată de sondă şi nu interesează noua direcţie – sondele sunt „verticale”.

Penele tubulare se întâlnesc la forajul sondelor multilaterale. După forajul unei ramificaţii laterale, cu ajutorul penei fixate în coloană, este posibilă reintrarea în sonda principală prin interiorul penei, evident cu mijloace care au diametrul mai mic. De multe ori pana folosită la dirijare se extrage şi în locul ei se introduce un deflector care permite trecerea prin el (v. cap. 13).

Penele destinate frezării coloanelor de burlane sunt recuperabile sau nerecuperabile şi se deosebesc între ele prin sistemul de ancorare, prin modul de extragere. Unele dintre ele au un sistem propriu de bacuri la partea inferioară cilindrică, ce pot fi armate sau dezarmate mecanic ori hidraulic. Alte pene au la capătul inferior o tijă care pătrunde într-un packer orientat şi armat anterior sau chiar în acelaşi marş. Pe tija de prelungire se află o cheie de aliniere în packer şi un sistem de blocare care împiedică rotirea penei în timpul frezării. Când introducerea, frezarea şi corectarea ferestrei au loc în acelaşi marş, se orientează direct pana înainte de armarea packerului.

Frezarea coloanelor de burlane, cu utilizarea penelor de deviere, va fi prezentată în capitolul 13.

3. Dirijarea cu motoare submersibile

Cel mai uşor se dirijează sondele cu motoare de fund. Deoarece garnitura de foraj nu se roteşte, este suficient ca în apropierea sapei să existe o dezaxare sau un punct de sprijin lateral pentru ca sapa să fie înclinată, faţă de axa sondei, şi să fie împinsă într-o parte. Sonda îşi modifică direcţia în mod treptat, fără schimbări bruşte ale traseului.

Garnitura de prăjini fiind nemişcată, controlul devierii în timpul forajului este relativ comod: se pot folosi aparate de dirijare lansate cu cablu prin interiorul prăjinilor; datele măsurătorilor se înregistrează ori se transmit prin cablu la suprafaţă practic continuu. Asăzi se utilizează în mod curent sisteme MWD.

Primul şi cel mai simplu procedeu, după 1950, a constat în plasarea unei *reducţii dezaxate* imediat deasupra motorului de fund, iniţial o turbină (fig. 1).

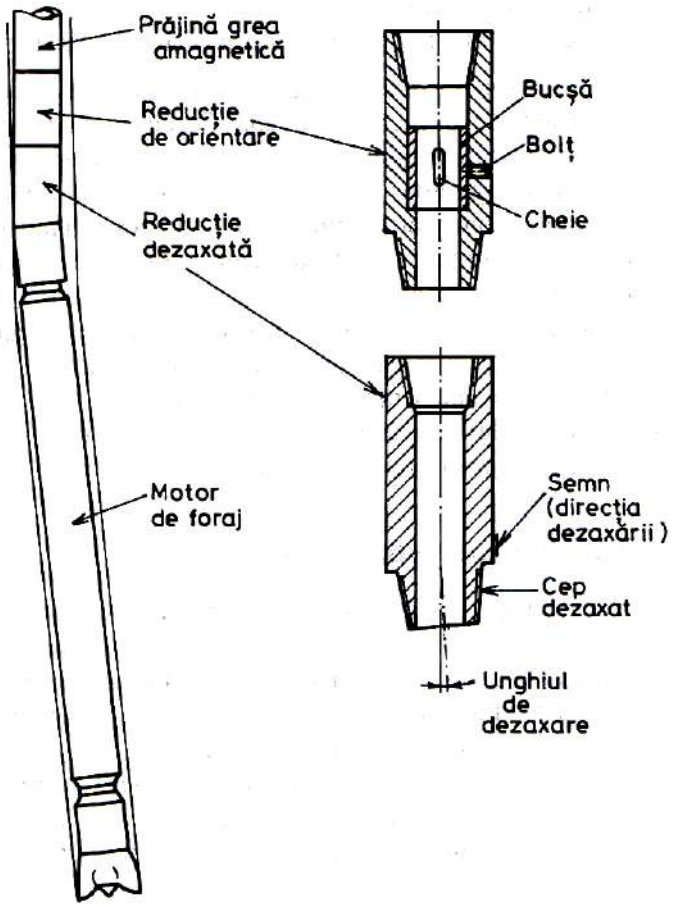

Fig. 1. *Ansamblu de dirijare cu motor de fund, reducţie dezaxată şi reducţie de orientare.*

Reducţiile dezaxate au cepul filetat înclinat faţă de axa lor. Înclinarea variază de la 0,5^o până la 3 – 4^o (pentru intensităţi mari de deviere).

Deasupra reducţiei dezaxate se montează o reducţie de orientare, a cărei „cheie" indică direcţia dezaxării – aşa numita „faţă de acţiune" (*tool face*, în limba engleză) a deviatorului motor-reducţie dezaxată – , direcţie marcată pe suprafaţa reducţiei. Cheia, sub forma unei pene longitudinale, este fixată într-o bucşă care poate fi rotită pentru ca poziţia cheii să coincidă cu direcţia dezaxării. S-au folosit şi reducţii dezaxate cu nişte cuţite de orientare, fără reducţia de orientare.

Sonda deviază ca urmare a dislocării asimetrice create prin înclinarea sapei şi a frezării laterale a pereţilor. Intensitatea de deviere şi ponderea celor două fenomene sunt determinate de geometria ansamblului (distanţa din punctul de dezaxare, care constituie un punct de sprijin cu pereţii sondei, până la sapă, diametrul ansamblului şi unghiul de dezaxare), diametrul sondei, elasticitatea şi greutatea ansamblului, capacitatea de frezare laterală a sapei, înclinarea sondei în zona respectivă, orientarea ansamblului în raport cu cea a sondei, forabilitatea rocilor, regimul de foraj, viteza de avansare a sapei ş.a. Frezarea laterală joacă rolul principal în devierea sondelor, dar ponderea ei depinde în mare măsură de construcţia sapelor. Când se ia o nouă direcţie, când trebuie redusă înclinarea, când se schimbă azimutul în limite largi, frezarea laterală are rolul hotărâtor.

Sistemul este cu atât mai eficient, cu cât este mai rigid. Dacă motorul are rigiditatea la încovoiere scăzută, unghiul de înclinare a sapei şi forţa laterală la sapă sunt reduse. Este posibil chiar ca sapa să se încline în direcţia inversă celei dorite şi, prin modul ei de dislocare frontală, să se opună efectului de frezare laterală: ritmul de creştere a înclinării se micşorează. Ansamblurile mai rigide sunt însă mai dificil de introdus în sondă.

Cu cât jocul dintre motor şi sondă este mai mic, cu atât intensitatea de deviere este mai mare. Un oarecare rol îl are şi jocul format între sapă şi sondă.

Prin reducerea apăsării axiale şi a vitezei de avansare – când se intenţionează scăderea înclinării sondei, de exemplu – se accentuează efectul frezării laterale pe peretele inferior al sondei.

S-au folosit în acest mod motoare submersibile obişnuite, utilizate şi la forajul vertical: turbine, motoare elicoidale sau motoare electrice. Procedeul s-a utilizat, aproape în exclusivitate circa 50 ani, până în jurul anului 2000.

Deoarece punctul de sprijin al motorului pe peretele sondei este la capătul lui superior şi chiar mai sus, când sonda este deja înclinată, greutatea motorului creează un efect de pendul, care se opune efectului de frezare laterală al sapei şi ritmul de creştere a înclinării se reduce, ajungând chiar să se anuleze. Cu motoare normale, de 8 – 9 m, la dezaxări ale reducţiei de 3^o, înclinările maxime care se pot obţine nu depăşesc 50 – 60^o, cu intensităţi de deviere de 1 – 2^o/10 m. Iar dezaxările mai mari sunt limitate de posibilitatea introducerii ansamblului în sondă. Or, în prezent, se forează în mod curent sonde cu înclinări de peste 60^o.

O soluţie a problemei a constituit-o folosirea *motoarelor scurte*: efectul de pendul creat de greutatea aflată sub punctul de sprijin din dreptul dezaxării se

reduce. Simultan se măreşte unghiul de înclinare a sapei faţă de axa sondei. Este posibil, totodată, să se introducă în sondă ansambluri cu reducţii care au unghiul de dezaxare mai mare. Ca rezultat, înclinările maxime şi intensităţile de deviere ce pot fi obţinute sunt mai mari decât în cazul motoarelor normale.

Cu turbine de 30 – 60 etaje şi motoare elicoidale scurte, de 3 – 4 m, se poate ajunge până la înclinări de 90^o, cu intensităţi de deviere de 2 – 3^o/10 m.

Motoarele scurte au însă puterea redusă. Se folosesc doar pe intervale scurte.

Problema s-a rezolvat prin apariţia între timp a *motoarelor dezaxate*, practic singurele folosite în prezent (fig. 2). Corpul motoarelor este dezaxat în apropiere de capătul inferior, la 0,2 – 0,3 din lungimea lor, iar arborele lor are o articulaţie universală, în dreptul dezaxării, care permite să se transmită mişcarea de rotaţie. În acest mod, punctul de sprijin este mult mai aproape de sapă. Cu asemenea motoare, înclinarea maximă realizabilă a crescut până la 90^o, şi chiar peste, iar intensitatea de deviere până la 5 – 6^o/10 m.

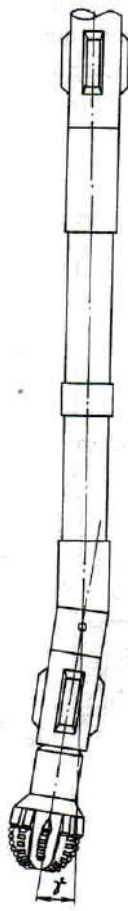

Fig. 2. *Motor dezaxat.*

La dezaxări moderate, ansamblurile cu motoare submersibile pot fi şi rotite, de la suprafaţă, pentru a păstra direcţia sondei pe un anumit interval şi pentru a îmbunătăţi evacuarea detritusului.

Apropierea dezaxării de sapă a fost facilitată de răspândirea motoarelor elicoidale, după 1980, care au între rotor şi lagărul principal, aflat la partea inferioară, o legătură cardanică sau un arbore de torsiune (fig. 3).

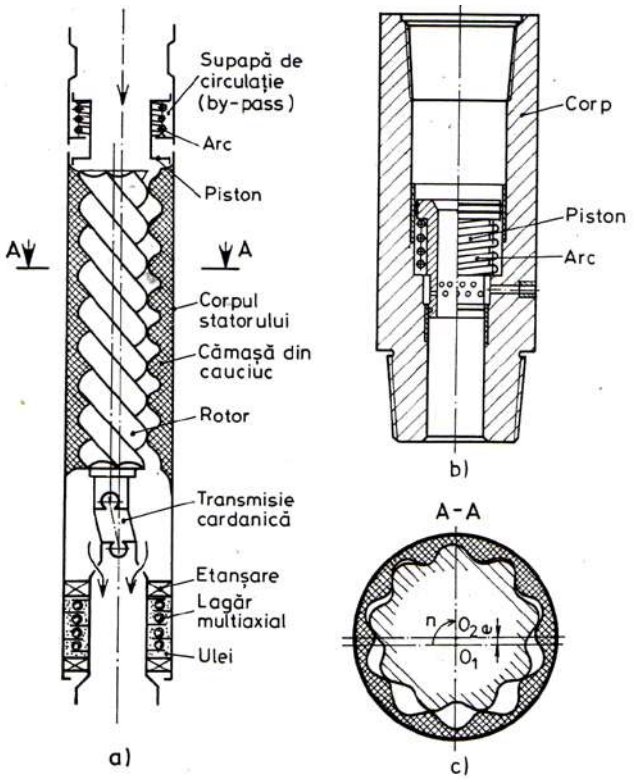

Fig. 3. *Motor elicoidal:*
a – schema de ansamblu; b – supapa de circulaţie;
c – secţiune transversală prin motorul propriu-zis.

Un motor elicoidal (numit adesea *motor cu deplasare pozitivă – PDM*) are ca elemente principale un stator cauciucat şi un rotor din oţel inoxidabil ori cromat, ambele cu o serie de lobi elicoidali între care se formează nişte camere închise. Când fluidul de foraj este pompat prin motor, rotorul este obligat să se rotească în jurul axei proprii, dar face şi o mişcare planetară inversă, de rostogolire pe stator. Numărul de lobi ai rotorului este cu o unitate mai mic decât cel al statorului. Se construiesc motoare cu configuraţii rotor-stator de la 1:2 la 9:10.

Momentul creat şi randamentul cresc cu numărul de lobi, iar turaţia scade. Cu diametru, turaţia scade, iar momentul creşte. Pentru un motor dat, turaţia creşte cu debitul de circulaţie, iar momentul cu căderea de presiune din motor.

Motoarele cu diametrul mai mare au adesea rotorul găurit, ceea ce oferă posibilitatea ca o parte din debitul de circulaţie − dacă cel necesar funcţionării motorului este mai mic decât cel necesar pentru o bună evacuare a detritusului − să circule prin interiorul rotorului. Fracţiunea de debit ce trece prin rotor se reglează cu ajutorul unei duze montate la capătul lui de sus.

Unele motoare au în capătul de sus al rotorului un sistem de prindere, de forma unei ciuperci, cu care motorul poate fi extras dacă îmbinarea lui a cedat.

La capătul de sus al motorului este montată o valvă care permite circulaţia între interiorul şi exteriorul garniturii de foraj (fig. 3, *b*). Ea este deschisă la introducerea şi la extragerea motorului pentru ca garnitura să se umple, respectiv să se golească de noroi; dacă rotorul motorului nu se roteşte, noroiul nu poate circula prin interiorul lui. Când circulaţia este pornită, valva se închide automat.

Motoarele pentru momente mari au mantaua statorului preconturată înainte de vulcanizarea cauciucului în interiorul ei.

La capătul inferior al rotorului se află legătura cardanică pentru centrarea mişcării rotorului şi un lagăr axial, plasat între două lagăre radiale. Lagărul poate fi etanş, plin cu ulei, sau deschis, lubrifiat cu noroi.

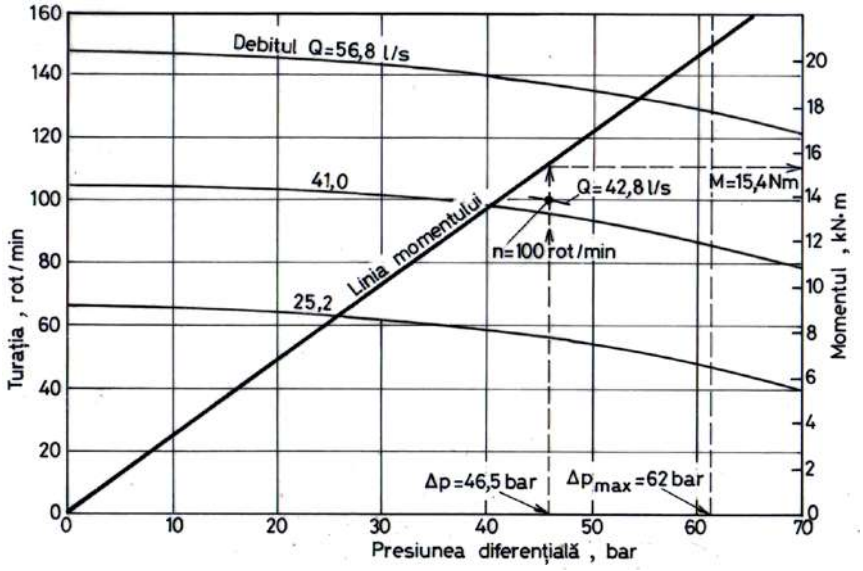

Fig. 4. *Caracteristica unui motor elicoidal (Pathfinder 7 3/4 in, 7:8 lobi, 4 paşi).*

În figura 4 este prezentată caracteristica unui motor elicoidal. Turaţia scade uşor cu căderea de presiune diferenţială, de fapt cu momentul întâmpinat la arborele de ieşire, iar momentul creşte liniar cu căderea de presiune.

Dacă se decide o anumită turaţie la arborele motorului şi o anumită cădere de presiune în motor (se ia circa 75% din cea maximă admisă), cu ajutorul caracteristicii se poate stabili debitul necesar şi apoi momentul disponibil la arbore

(vezi liniile punctate cu săgeţile respective din figura 4). În mod practic, după ce se atinge talpa sondei, se pornesc uşor pompele şi se notează presiunea de circulaţie la debitul hotărât. Se lasă treptat apăsare pe sapă până ce presiunea de circulaţie depăşeşte valoarea anterioară cu mărimea căderii de presiune stabilită mai sus. Tot timpul avansării sapei această cădere de presiune se menţine constantă.
Dezaxarea este plasată între motorul propriu-zis şi lagărul principal, aflat la partea inferioară. La motoarele elicoidale, dezaxarea se află în dreptul axului cardanic, care centrează mişcarea planetară a rotorului, ceea ce rezolvă şi problema rotirii arborelui dezaxat (fig. 5). La turbine, în dreptul dezaxării corpului, arborele are o articulaţie universală, care permite schimbarea direcţiei de rotire.

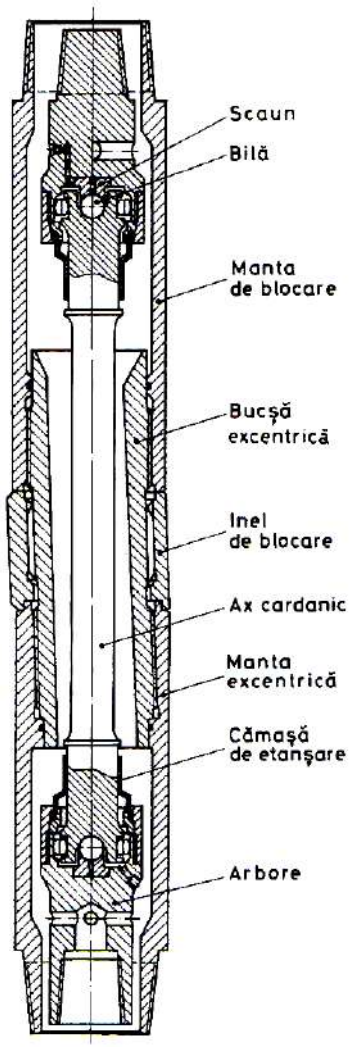

Fig. 5. *Ansamblu pentru dezaxare reglabilă.*

Legături universale sunt necesare şi atunci când dezaxarea corpului se află între două secţii de putere ale motorului.

Unele motoare au dezaxarea fixă, dar majoritatea au dezaxarea reglabilă şi pot fi folosite şi la forajul pe intervalele drepte. Dezaxarea maximă este de 2, 2,5, 3, 4 sau 5°. Cea de 3° este standard. Cele de 4 sau 5° se folosesc la motoare scurte. La motoarele cu dezaxarea reglabilă, sunt disponibile de obicei 12 trepte: 0,39°; 0,78°; 1,15°; 1,50°; 1,83°; 2,12°; 2,38°; 2,60°; 2,77°; 2,90°; 2,97°; 3°.

Figura 5 prezintă un ansamblu de dezaxare reglabilă. Statorul ansamblului este alcătuit din două mantale solidarizate între ele cu o bucşă excentrică, cu cepuri filetate la capete şi caneluri în zona de mijloc. Între cele două mantale se află un inel, prevăzut de asemenea cu caneluri, care poate fixa bucşa într-o anumită poziţie. Mantaua inferioară are mufa filetată dezaxat şi, ca rezultat, axa bucşei face cu axa mantalei unghiul maxim de dezaxare, 3° pentru cea standard.

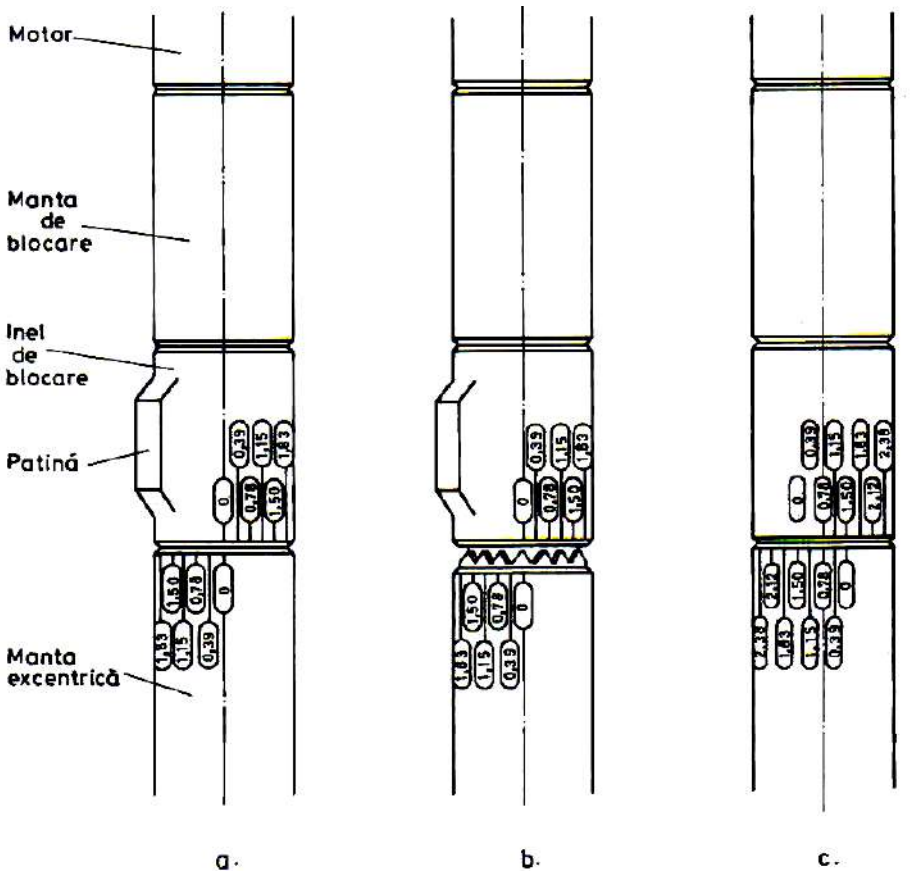

Fig. 6. *Reglarea unghiului de dezaxare a unui motor de dirijare:*
a – motorul este drept; b – mantaua de blocare este deşurubată şi inelul de blocare este eliberat; c – motorul este dezaxat cu 0,78°.

Cepul de la capătul superior al bucşei este filetat de asemenea dezaxat, astfel că axa ei face tot un unghi de 3^o cu cea a mantalei superioare, terminată cu o mufă centrată.

Există o poziţie de înşurubare a bucşei în mantaua superioară în care axele celor două mantale sunt paralele: motorul este „drept" (figurile 5 şi 6, *a*).

Prin rotirea bucşei, axa filetului excentric al cepului de la capătul ei superior capătă o mişcare conică, obligând mantaua superioară să aibă aceeaşi mişcare. În acest mod, axele celor două mantale fac între ele un unghi care variază de la 0^o până la valoarea maximă a dezaxării, 3^o.

Poziţia bucşei, prin urmare şi valoarea unghiului de dezaxare, este fixată cu inelul de blocare, imobilizat în raport cu mantaua inferioară cu ajutorul unor dinţi frontali.

Pentru utilizarea practică, pe mufa mantalei inferioare şi pe inelul de blocare sunt marcate unghiurile de dezaxare corespunzătoare diverselor unghiuri de rotire a bucşei (fig. 6).

Concret, se slăbeşte cu cleştele mantaua superioară (două ture) şi se ridică inelul de blocare astfel încât dinţii mantalei inferioare să fie eliberaţi (fig. 6, *b*). Se roteşte inelul până ce marcajele cu unghiul de dezaxare dorit coincid (fig. 6, *c*). Prin intermediul canelurilor, inelul roteşte şi bucşa excentrică, reglând corespunzător unghiul de dezaxare a mantalei superioare. În această poziţie se strânge îmbinarea acestei mantale. Concomitent, inelul de blocare se solidarizează cu mantaua inferioară.

Efectul unghiului de dezaxare şi al lungimii motorului asupra intensităţii de deviere poate fi ilustrat prin schema din figura 7, numită şi „schema celor trei puncte".

Se admite că motorul dezaxat se înscrie pe un arc de cerc definit de trei puncte care corespund punctelor de sprijin ale motorului cu pereţii găurii de sondă. Dacă nu este montat niciun stabilizator pe motor, cele trei puncte de sprijin se află în zona de calibrare a sapei, în zona dezaxării şi în zona primului stabilizator amplasat pe prăjinile grele, dacă există; în caz contrar, punctul de sprijin se află într-o zonă incertă.

Când este montat un stabilizator în dreptul lagărului, punctul de contact intermediar va fi la jumătatea lungimii stabilizatorului. Dacă este montat şi un al doilea stabilizator, deasupra motorului, punctul de contact superior va fi în dreptul acestuia.

Simplificând mult lucrurile (ansamblul este considerat rigid, diametrul prăjinilor grele este egal cu cel al motorului, raza de curbură a sondei este foarte mare în raport cu dimensiunile transversale ale ansamblului, efectul de pendul este absent), între unghiul de dezaxare a motorului γ şi raza de curbură a sondei R se poate scrie relaţia:

$$\gamma = \frac{L_1}{2R} + \frac{L_2}{2R} = \frac{L_1 + L_2}{2R}. \qquad (1)$$

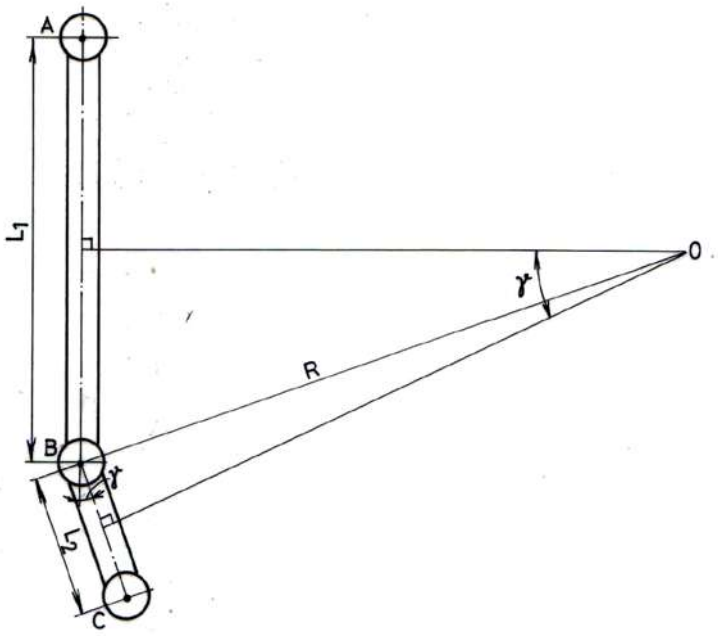

Fig. 7. *Schemă pentru calculul intensităţii de deviere*.

S-au notat cu L_1 – distanţa de la punctul de dezaxare la primul punct de contact al prăjinilor cu pereţii sondei şi cu L_2 – distanţa de la sapă la punctul de dezaxare (sunt distanţele dintre cele trei puncte de contact *A*, *B* şi *C*) şi s-au asimilat cele două porţiuni ale motorului, drepte, cu nişte arce de cerc, cu lungimile L_1, respectiv L_2.

Din relaţia (1), intensitatea de deviere

$$i = 10 \cdot \frac{180}{\pi} \cdot \frac{1}{R} = 10 \frac{2\gamma}{L_1 + L_2} \quad \text{[grade/10 m]}. \tag{2}$$

Intensitatea de deviere creşte cu unghiul de dezaxare γ şi este cu atât mai mare cu cât lungimea ansamblului este mai mică.

Intensitatea de deviere creşte atunci când distanţa de la sapă la punctul de dezaxare sau la stabilizatorul de pe lagăr scade şi pentru că efectul de pendul creat de porţiunea aflată sub punctul de contact intermediar este mai redus.

Schema celor trei puncte este aplicabilă şi pentru situaţia când motorul se sprijină pe perete într-un punct intermediar (v. fig. 1), situaţie care poate interveni când jocul sondă-motor este mic, dar şi la alte sisteme de dirijare.

Dacă se iau în considerare elasticitatea motorului, efectul de pendul, anizotropia sapei şi cea a rocii, diametrul sapei, al motorului şi al stabilizatorilor, înclinarea sondei, relaţiile vor fi mai complexe.

Prin calcule numerice care ţin seama şi de apăsarea pe sapă, de anizotropia sapei, de diametrul motorului şi al sapei, de înclinarea sondei s-a găsit o lungime optimă sapă-punct de dezaxare la care intensitatea de creştere a înclinării este maximă [3, 8, 17]. În figura 8 este ilustrat efectul distanţei dintre sapă şi punctul de dezaxare asupra intensităţii de creştere a înclinării pentru un motor uzual nestabilizat şi unul cu distanţa respectivă optimizată. În ambele situaţii, intensitatea creşte cu apăsarea pe sapă şi cu înclinarea sondei; la înclinări mici, rezultatele calculelor nu sunt concludente. Indicele de anizotropie a sapei este implicat în efectul forţei laterale asupra devierii.

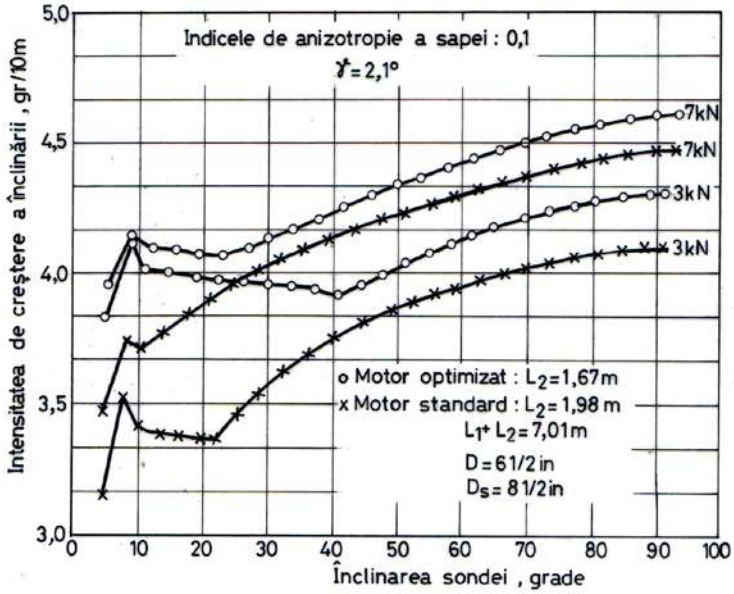

Fig. 8. *Efectul distanţei sapă-punct de dezaxare asupra intensităţii de deviere.*

Aşa cum s-a amintit deja intensitatea reală de deviere este influenţată de capacitatea de frezare laterală a sapei. Dacă se reduce apăsarea pe sapă, scade viteza de avansare şi procesul de frezare laterală se accentuează, astfel că intensitatea de deviere poate creşte sau, dimpotrivă, poate scădea.

Tabela 1 indică, orientativ, pentru un motor obişnuit de 8 in, intensităţile de deviere realizabile, calculate, în funcţie de diametrul sapei şi de mărimea dezaxării. Intensitatea de deviere scade într-o oarecare măsură când jocul faţă de pereţii sondei creşte.

Se obişnuieşte ca un ansamblu cu motor dezaxat să fie periodic rotit. El va fi solicitat la încovoiere şi există pericolul de cedare a unor îmbinări. Pot fi rotite, cu turaţii moderate, 40 – 80 rot/min, doar ansamblurile cu dezaxări mici şi dacă intensităţile de deviere nu sunt prea mari (tab. 2).

Tabela 1**. Intensitatea de deviere realizabilă cu un motor de 8 in.**

Unghiul de dezaxare	Fără stabilizatori			Cu un stabilizator			Cu doi stabilizatori		
	Diametrul găurii de sondă, in								
grade	9 7/8	10 5/8	12 1/4	9 7/8	10 5/8	12 1/4	9 7/8	10 5/8	12 1/4
0,39	0,43	0,39	0,39	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49
0,78	1,12	0,82	0,79	1,12	0,98	0,98	1,08	1,12	1,12
1,15	1,90	1,48	1,15	1,90	1,57	1,57	1,77	1,77	1,77
1,50	2,62	2,20	1,51	2,62	2,20	2,10	2,39	2,39	2,39
1,83	3,31	2,89	1,97	3,31	2,89	2,62	2,99	2,99	2,95
2,12	3,94	3,48	2,56	3,94	3,48	3,08	3,48	3,48	3,48
2,38	4,46	4,03	3,08	4,46	4,03	3,48	3,94	3,94	3,94
2,60	4,95	4,49	3,54	4,95	4,49	3,84	4,33	4,33	4,33
2,77	5,31	4,82	3,87	5,31	4,82	4,10	4,66	4,66	4,63
2,90	5,58	5,08	4,13	5,58	5,08	4,30	4,89	4,89	4,86
2,98	5,74	5,28	4,30	5,74	5,28	4,43	5,02	5,02	5,02
3,00	5,77	5,31	4,33	5,77	5,31	4,46	5,05	5,05	5,05

Lungimea motorului 7,74 m. Distanţa de la capătul inferior la dezaxare 2,59 m, iar până la stabilizator 0,52 m.

Tabela 2. **Dezaxarea maximă a motorului la care garnitura poate fi rotită, grade.**

Intensitatea de deviere	Fără stabilizatori			Cu un stabilizator			Cu doi stabilizatori		
	Diametrul găurii de sondă, in								
gr/10 m	9 7/8	10 5/8	12 1/4	9 7/8	10 5/8	12 1/4	9 7/8	10 5/8	12 1/4
0	1,50	1,83	2,90	0,78	0,78	1,15	0,39	0,39	0,39
0,66	1,15	1,50	2,60	0,39	0,39	0,78	0	0	0
1,31	1,15	1,50	2,38	0	0	0,39	0	0	0
1,97	0,78	1,15	2,12	0	0	0	0	0	0
2,62	0,39	0,78	1,83	0	0	0	0	0	0
3,28	0	0,39	1,50	0	0	0	0	0	0
3,94	0	0,39	1,15	0	0	0	0	0	0
4,59	0	0	0,78	0	0	0	0	0	0
5,25	0	0	0,78	0	0	0	0	0	0
5,91	0	0	0,39	0	0	0	0	0	0
6,56	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Motorul de 8 in din tabela 1.

Pentru fiecare diametru de motor, diametru de sapă şi dezaxare există o intensitate maximă de deviere a sondei până la care motorul poate fi introdus fără dificultăţi.

Intensităţi mari de deviere, până la 20^o/10 m – la reintrări în stratul productiv, la sonde multilaterale – se obţin cu motoare articulate: dezaxarea fixă se află între lagăr şi prima secţie de putere, iar între cele două secţii de putere se găseşte o articulaţie sau o reducţie flexibilă.

O posibilitate de dirijare cu motoare submersibile o constituie şi montarea unei *patine de deflecţie* pe corpul lor, de regulă spre capătul inferior (fig. 9). Dacă patina depăşeşte cu câţiva milimetri diametrul sapei, motorul şi sapa sunt împinse în direcţia opusă.

Un *stabilizator excentric*, care are o patină mai înaltă decât celelalte două cu 3 – 4 mm, montat la capătul de jos al motorului împinge motorul şi sapa într-o parte creând un fenomen de frezare laterală şi de deviere a sondei (fig. 10).

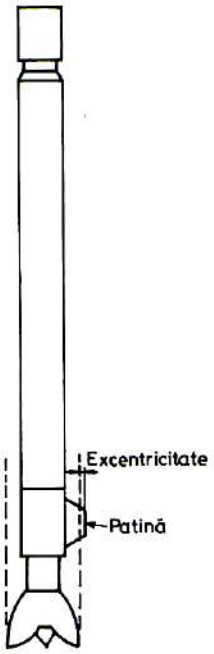

Fig. 9. *Motor cu patină de deflecţie.*

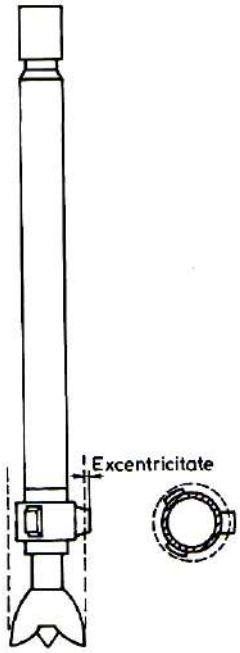

Fig. 10. *Motor cu stabilizator excentric.*

Pentru situaţii speciale, ca de exemplu luarea unei direcţii noi, intensităţi mari de deviere, se folosesc şi combinaţii de genul: motor dezaxat cu patină, motor dezaxat ori cu reducţie dezaxată şi cu patină de deflecţie, motor scurt dezaxat şi cu articulaţie, motor dezaxat şi pană de deviere.

Există şi sisteme de dirijare care permit lărgirea găurii de sondă simultan cu forajul; motorul dezaxat este însoţit de o sapă PDC bicentrică ori de unul sau două lărgitoare hidraulice plasate sub motor.

4. Sisteme de dirijare rotary

Datorită simplităţii sistemului, multă vreme forajul direcţional în industria de petrol şi gaze a fost dominat de motoarele submersibile – mai întâi turbine şi apoi motoare elicoidale. Ele se utilizează astăzi mai ales sub forma unor sisteme

dirijabile, cu mijloace MWD, care transmit practic continuu la suprafaţă înclinarea şi azimutul sondei, precum şi direcţia dezaxării motorului.

Forajul cu motoare submersibile fără rotirea garniturii – numit şi *foraj prin glisare* – are, totuşi, anumite inconveniente.

În sonde cu înclinări şi deplasări orizontale mari, transmiterea şi controlul apăsării pe sapă sunt dificile din cauza frecărilor mari cu pereţii sondei, cu efect nemijlocit asupra vitezei de avansare, evacuarea detritusului este nesatisfăcătoare, riscul de prindere a garniturii prin lipire creşte. Dacă este destul de elastică, garnitura de prăjini ia o formă sinusoidală sau spirală şi se poate bloca în pereţii sondei. Controlul devierii devine problematic.

Prin rotirea periodică a garniturii – pentru a menţine direcţia sondei, a îmbunătăţi spălarea sondei şi viteza de avansare – motorul dezaxat este supus la încovoieri excesive, apar vibraţii periculoase pentru sistemul MWD şi chiar avarii, se accelerează uzura sapei.

Alternarea forajului prin glisare, când intensităţile de deviere sunt mari, cu cel rotary, când direcţia se menţine, măreşte tortuozitatea sondei, momentele şi forţele de frecare cresc, densitatea echivalentă a fluidului are fluctuaţii ce pot deveni periculoase. Gaura de sondă are şi schimbări nedorite ale diametrului.

În sonde adânci şi fierbinţi poate interveni şi bariera temperaturii, dăunătoare pentru cauciucul din statorul motoarelor elicoidale.

În anii 1994 – 1996 a apărut un sistem de dirijare a sondelor care presupune rotirea garniturii de prăjini [4, 9]. Diversificate între timp, sistemele dirijabile rotary (în limba engleză *rotary steerable systems – RSS*) elimină neajunsurile semnalate mai sus. Vitezele de foraj sunt mai mari, este posibilă dirijarea automată, sondele sunt mai netede. Intensităţile de deviere ajung la $2 – 3^{o}/10$ m.

Aşa cum s-a subliniat în capitolul 4, o sondă deviază dacă sapa este împinsă lateral sau dacă axa ei este înclinată faţă de axa sondei. Pe baza acestei constatări s-au dezvoltat trei categorii de sisteme de dirijare rotary:

– sisteme ce creează o forţă laterală de împingere (în l. engleză *push the bit*);

– sisteme care înclină sapa (în l. engleză *point the bit*);

– sisteme hibride.

Sistemele de dirijare rotary s-au impus cu sape PDC. Cele ce creează o forţă laterală sunt folosite cu sape care au zona de calibrare activă scurtă, agresivă, în roci rezistente, celelalte cu sape cu zona de calibrare pasivă extinsă [16, 22, 25].

Indiferent de principiul folosit pentru deviere, toate sistemele de dirijare rotary au posibilitatea să transmită în mod continuu informaţii de la talpa sondei la suprafaţă şi, invers, să transmită comenzi de la suprafaţă la talpă. Ele pot funcţiona şi în mod automat, dirijând sonda pe un anumit traseu, eventual pe un traseu drept, inclusiv pe cel vertical [39]. Mărimea forţei de împingere laterală şi cea a unghiului de înclinare a sapei sunt de obicei reglabile, de la zero până la o anumită valoare maximă; nu este nevoie să se extragă garnitura de foraj pentru a schimba dezaxarea motorului ori să se rotească garnitura pentru a menţine direcţia sondei, cum se întâmplă la forajul cu motoare dezaxate.

Forţa laterală de deviere este creată cu nişte patine exterioare, acţionate hidraulic, care împing sapa într-o parte. Înclinarea sapei este realizată prin înclinarea arborelui de antrenare a sistemului; acesta este încovoiat ori înclinat cu ajutorul unor came excentrice, al unor pistoane, bacuri sau patine interioare.

În figura 11 este prezentat un sistem cu patine expandabile, primul sistem care a apărut. El creează o forţă laterală de împingere, capabilă să devieze sonda [8, 14, 15].

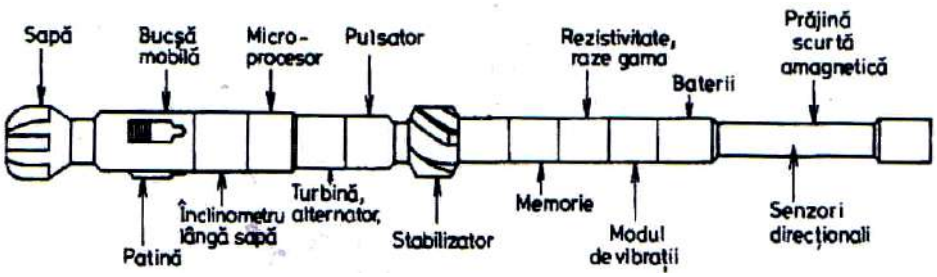

Fig. 11. *Componentele unui sistem de dirijare rotary cu patine expandabile.*

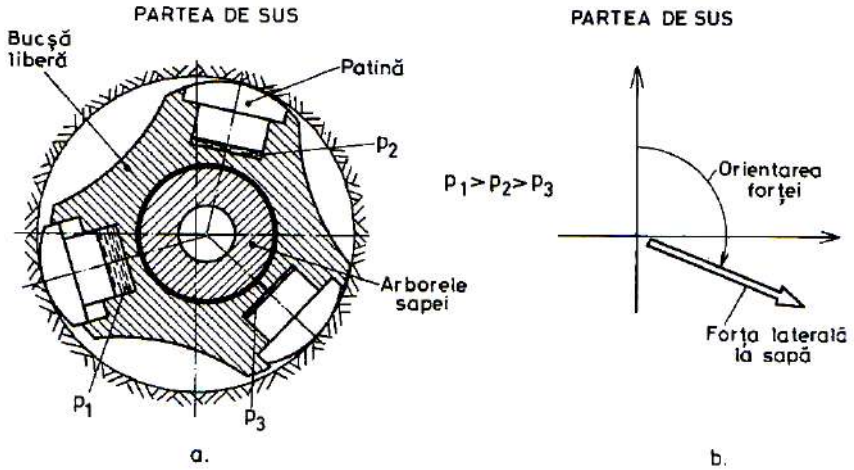

Fig. 12. *Modul de lucru al sistemului cu patine expandabile:*
a – secţiune transversală; b – rezultanta forţelor de presiune.

Sistemul constă dintr-o bucşă aflată aproape de sapă în care se află trei patine articulate expandabile în contact permanent cu pereţii găurii de sondă (fig. 12, *a*). Bucşa este montată cu rulmenţi pe arborele de transmitere a rotaţiei.

Fiecare patină este acţionată hidraulic independent, presiunea uleiului de sub pistonul ei fiind reglată cu o valvă comandată electronic de un microprocesor care controlează permanent înclinarea şi azimutul sondei. Rezultanta forţelor de presiune de pe cele trei patine este orientată într-o direcţie controlată, sapa fiind

împinsă în direcţia contrară (fig. 12, *b*). Antrenarea bucşei în mişcarea de rotaţie (poate face câteva ture într-o oră) este măsurată permanent, iar presiunea de sub cele trei patine este reglată automat şi în funcţie de poziţia bucşei.

Cele trei unităţi de acţionare hidraulică a patinelor sunt montate în bucşa nerotativă. Fiecare dintre ele este alcătuită dintr-un motor electric, un reductor planetar, o pompă cu piston, o valvă de reglare a presiunii, una de scurgere a presiunii şi un compensator de presiune. Tot în bucşă este montat un accelerometru triaxial, care indică înclinarea sondei în apropiere de sapă, şi microprocesorul. El prelucrează datele furnizate de senzorii de înclinare şi azimut, calculează mărimea şi direcţia forţei laterale necesare în continuare şi presiunea ce trebuie aplicată sub fiecare patină, comandă valvele hidraulice, transmite datele la suprafaţă de unde primeşte eventuale comenzi şi confirmă aplicarea lor. Datele sunt transmise în ambele direcţii prin unde de presiune, codificate şi decodificate cu un pulsator de presiune. Ca şi celelalte componente consumatoare de energie, el este alimentat cu energie de baterii electrice sau de un alternator acţionat cu o turbină antrenată de fluidul de foraj în circulaţie (*AutoTrak* – Baker-Hughes).

În altă variantă, patinele sunt acţionate, independent, chiar de noroiul pompat prin prăjini, prin intermediul unei valve-disc controlată de un microprocesor (*Power Drive* – Schlumberger).

Pentru ca ansamblul de dirijare să se înscrie pe un arc de curbă, el este prevăzut şi cu un stabilizator obişnuit, precum şi cu o reducţie flexibilă, ambele amagnetice. Obişnuit, intensitatea de deviere variază de la 0 la 3^o/10 m, dar s-au construit şi variante care pot realiza intensităţi de deviere până la 5^o/10 m [14].

Dacă între sapă şi sistemul de deviere se montează un stabilizator, cu diametrul egal cu cel al sapei, el va juca rolul unei articulaţii şi sistemul se transformă din unul în care sapa este împinsă lateral în unul în care sapa este înclinată.

Caracteristic sistemelor de dirijare rotary este prezenţa celui de al doilea canal de comunicaţie, de la suprafaţă la talpă. Acesta permite operatorului să intervină fără a întrerupe forajul: pot fi comunicate noi valori pentru înclinarea şi azimutul sondei, pot fi modificate vitezele de creştere ori de scădere a înclinării sau de schimbare a azimutului, pot fi activate sau dezactivate anumite module, pot fi schimbate unele variabile. De aici, denumirea „sistem rotary cu buclă închisă" (în l. engleză *rotary closed loop system – RCLS*).

Comunicaţia de sus în jos este controlată de un calculator printr-o supapă de by-pass montată pe încărcător, acţionată pneumatic (fig. 13). Pe baza semnalelor codificate transmise de calculator, supapa lasă să scape spre habele de noroi, codificat, circa 15% din debitul pompat. Variaţiile de debit generează pulsaţii negative în noroiul din garnitura de prăjini, care sunt decodificate la talpă de pulsator. O comandă completă de sus în jos durează 2 – 8 min, în funcţie de numărul de variabile şi de instrucţiuni ce se transmit.

Sistemul poate fi programat să funcţioneze în două moduri: să menţină automat o direcţie dată ori să dirijeze sonda pe un anumit traseu. El permite schimbări mari de azimut, la sonde cu trasee spaţiale complexe.

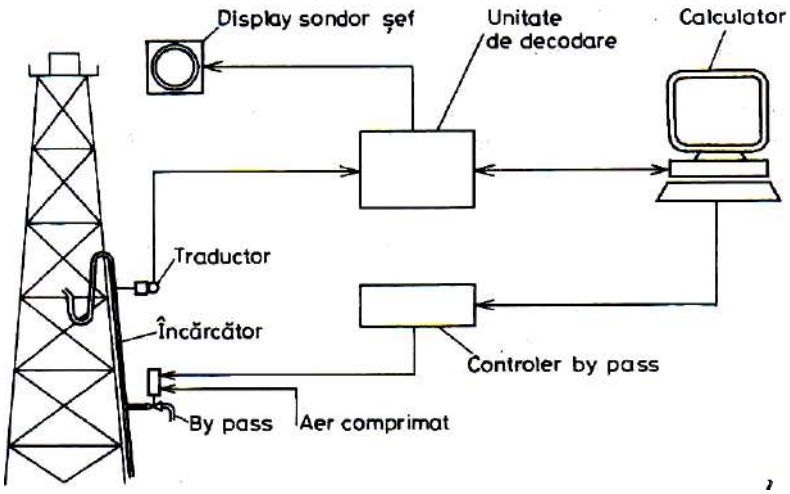

Fig. 13. *Sistemul de suprafaţă la forajul dirijabil rotary.*

Instrumentul de deviere conţine trei accelerometre şi trei magnetometre pentru măsurarea înclinării şi a azimutului sondei.

Sistemul are şi posibilităţi de carotaj geofizic în timpul forajului (LWD), pentru evaluarea cantitativă a formaţiunilor şi dirijarea geologică a sondei. În acest scop, el conţine senzori cu scintilaţii pentru raze gama, senzori de rezistivitate, unii chiar în apropierea sapei. Cu doi senzori de raze gama, orientaţi la 180^o unul faţă de celălalt, este posibil să se stabilească dacă limita dintre două strate se află deasupra ori sub aparat. Senzorul de rezistivitate compensată constă în două antene care emit secvenţial în frecvenţele de 400 kHz şi 2 MHz, şi antenele receptoare aflate între primele două. Prima frecvenţă permite o adâncime mare de investigare, iar cea de-a doua o rezoluţie ridicată. Combinaţia este specifică dirijării geologice (v. cap. 6).

Opţional, sistemul poate conţine senzori cu care se măsoară vibraţiile, apăsarea şi momentul la sapă, presiunea noroiului din spaţiul inelar, densitatea şi porozitatea formaţiunilor, dimensiunile transversale ale sondei ş.a.

În figura 14 este prezentat un sistem care înclină sapa în timpul forajului cu ajutorul unor inele excentrice (sistemul *Geo-Pilot* – Halliburton) [10]. Două inele excentrice (came), aflate într-o cămaşă nerotativă, forţează arborele de rotaţie să se încovoaie şi să încline sapa într-o anumită direcţie. Unghiul de deflecţie şi direcţia acestuia sunt determinate de poziţia celor două inele în raport cu cămaşa. Poziţia inelelor excentrice, stabilită cu ajutorul mai multor senzori, este comandată de un controler prin intermediul unor angrenaje (inelele sunt danturate lateral), cuplaje şi frâne de un motor de curent continuu. Porţiunea de arbore de deasupra inelelor excentrice joacă rolul unei bare de torsiune (de legătură universală). Se obţin intensităţi de deviere până la 3^o/10 m. Celelalte componente ale sistemului sunt similare cu cele ale sistemului anterior.

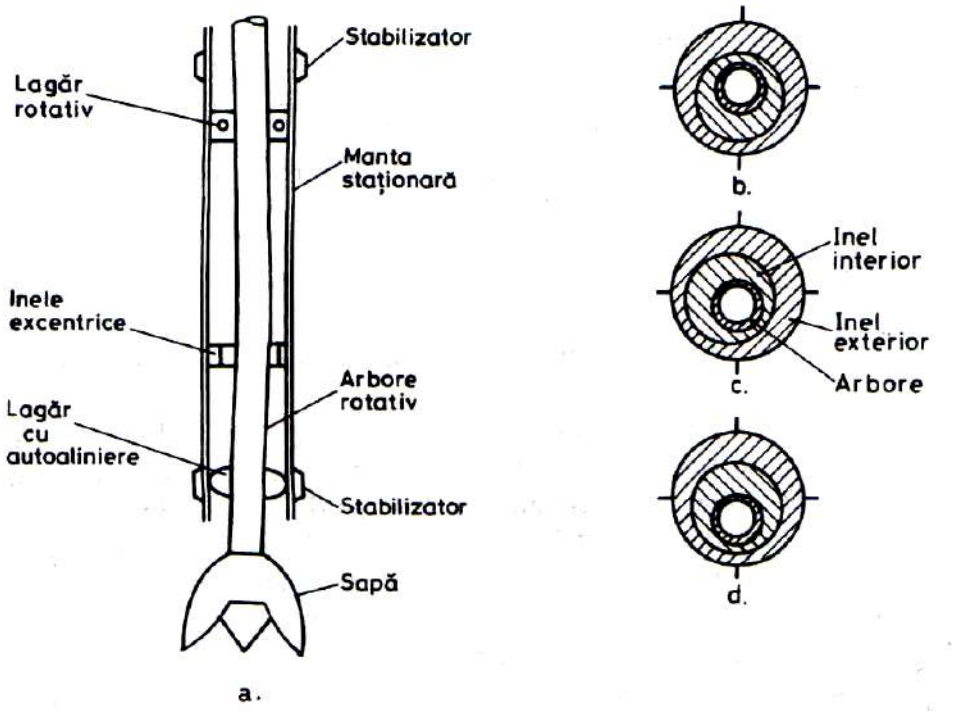

Fig. 14. *Sistemul* Geopilot:
a – schema generală; b – poziţia normală; c – dezaxare 1,5°; d – dezaxare 1,2°.

Se construieşte şi o variantă, mai fiabilă, în care cele două inele sunt înlocuite de nişte pinteni pentru deflectarea arborelui.

Un alt sistem de dirijare rotary care foloseşte efectul înclinării sapei este *Revolution* (Weatherford) (fig. 15). Arborele este încovoiat cu 12 seturi a câte 6 pistoane, presurizate cu ulei, separat fiecare, cu ajutorul unei valve de distribuţie, una de scurgere şi una de oprire operată de un solenoid. Alimentarea se face din 12 acumulatori în care presiunea este creată de o pompă acţionată prin rotirea arborelui în raport cu bucşa nerotativă. Pistoanele sunt readuse în poziţia centrată de nişte arcuri. Bucşa este prevăzută cu nervuri longitudinale care previn rotirea. Tendinţa ei de rotire este corectată de sistemul hidraulic [36, 37].

Sistemul hidraulic şi cel mecanic sunt controlate cu un microprocesor pe baza informaţiilor privind înclinarea şi azimutul sondei, şi cele referitoare la funcţionarea întregului sistem.

Între sapă şi sistemul de deviere este montat un stabilizator calibrat care constituie o articulaţie. Folosirea unui stabilizator cu role, în locul unuia cu lame, previne fenomenul de înţepenire-lunecare, vibraţiile ansamblului de fund, reduce frecările longitudinale şi îmbunătăţeşte dirijabilitatea sistemului [37].

Cu sistemul Revolution s-au obţinut intensităţi de deviere până la 4^o/10 m.

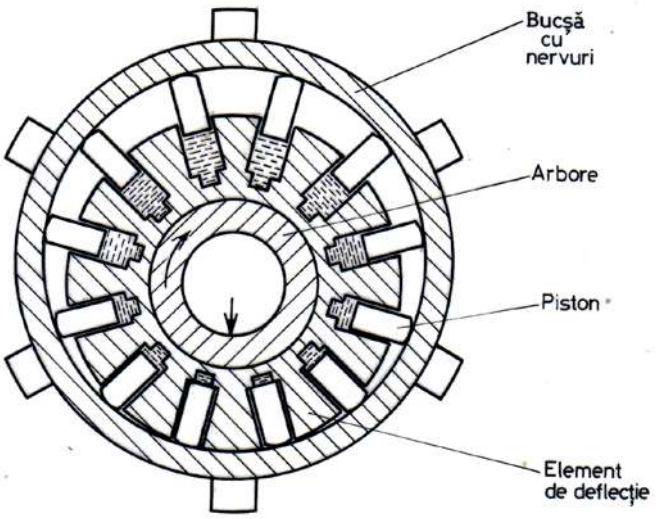

Fig. 15. *Sistemul* Revolution.

Sistemele hibride combină cele două modalităţi de dirijare, pentru a obţine intensităţii de deviere şi viteze de avansare mai mari. Un set de patine interioare apasă pe suprafaţa interioară a bucşei nerotative şi înclină arborele de antrenare a sapei prevăzut cu o articulaţie universală [13].

Forajul de dirijare rotary presupune antrenarea garniturii de foraj de la suprafaţă cu turaţii relativ mari, până la 150 – 180 rot/min, realizabile cu *top drive*. Acest fapt atrage după sine apariţia vibraţiilor şi a şocurilor, avarierea sapelor cu PDC şi a prăjinilor de foraj, şi chiar pierderea ansamblului de fund. În general forajul rotary pune probleme privind dinamica garniturii de foraj şi durabilitatea prăjinilor, probleme care la forajul cu motoare de fund sunt mult diminuate.

O soluţie o reprezintă antrenarea sistemului rotary dirijabil cu ajutorul unui motor de fund plasat imediat deasupra lui (fig. 16) [18, 28, 32, 35]. Garnitura de foraj se roteşte cu o turaţie mult mai mică, 40 – 60 rot/min. La sapă turaţia garniturii se însumează cu cea a motorului şi vitezele de avansare sunt mai mari [29].

Rotirea garniturii este necesară pentru a asigura o bună evacuare a detritusului şi transmiterea apăsării pe sapă. Este posibil, evident, şi sistemul de foraj prin lunecare, fără rotirea garniturii. Se combină, în acest mod, avantajele celor două sisteme de foraj, cu motoare submersibile şi cu sisteme dirijabile rotary. Sunt necesare motoare capabile să realizeze momente mari, cu statorul preconturat, care să asigure comunicaţiile electrice între sistemul de dirijare rotary aflat sub motor şi sistemul MWD de deasupra lui (*AutoTrak-Xtreme*, Baker-Hughes).

Pentru că sunt evitate fluctuaţiile de presiune prezente la forajul alternativ cu glisare şi rotire, sistemele de dirijare rotary sunt recomandabile şi la forajul cu presiune controlată [27]. De asemenea, ele pot fi însoţite de un caliper mecanic 2D şi 3D, care furnizează imagini privind forma găurii de sondă [38].

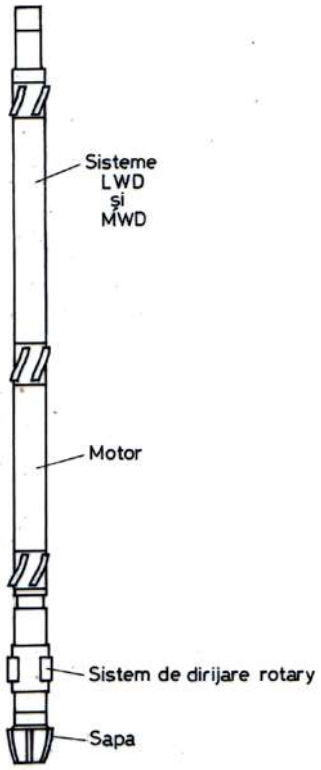

Fig. 16. *Ansamblu de fund*
cu sistem de dirijare rotary şi motor de fund.

5. Foraj cu tubing înfăşurat pe tobă

Primele instalaţii cu tubing înfăşurat pe tobă (*coiled tubing* în limba engleză) au apărut în industria de petrol şi gaze în decada 1950 – 1960. Ele au în prezent aplicaţii foarte diverse: punerea în producţie şi stimularea sondelor, completarea şi recompletarea lor, perforarea sub presiune, izolarea unor strate, reparaţii în sonde sub presiune, curăţarea depunerilor de nisip, extracţia propriu-zisă, montarea conductelor submarine şi multe altele.

Din 1991, instalaţiile cu tubing înfăşurat pe tobă se utilizează cu succes şi la forajul sondelor care au diametrul nu prea mare, 100 – 160 mm, rareori 200 mm. Ele se folosesc cu deosebire la forajul subechilibrat, la adâncirea sondelor, la săparea sondelor cu diametrul redus, la frezarea dopurilor de ciment, lărgire, carotaj, controlul presiunii, precum şi la forajul dirijat, mai ales la cel orizontal, la forajul sondelor multilaterale şi de reintrare în stratul productiv. Peste trei sferturi din sondele forate cu tubing înfăşurat pe tobă sunt dirijate. Intensităţile de deviere pot ajunge la 10 – 20^{o}/10 m [12, 19, 31].

Forajul cu tubing înfăşurat pe tobă are multe avantaje: se reduc semnificativ durata şi costurile de foraj, se diminuează timpul de montare-demontare a instalaţiei, se reduce impactul negativ asupra mediului (suprafaţa locaţiei, volumele de noroi şi reziduuri sunt mai reduse), forajul cu fluide uşoare (aer, azot, spumă) – aplicat mai ales la deschiderea stratelor productive – este mult mai comod, gradul de automatizare şi de monitorizare a echipamentelor din sondă şi de la suprafaţă este mai ridicat.

Totuşi, forajul cu tubing înfăşurat pe tobă are şi unele dezavantaje. Diametrul relativ mic al tubingului limitează diametrul găurilor de sondă. Debitele de circulaţie care pot fi utilizate sunt destul de mici, iar presiunile de pompare sunt mari. Ansamblul de foraj cu tubing nu poate fi rotit, ceea ce face ca apăsarea pe sapă să fie mai greu de controlat, direcţia sondei să fie menţinută mai dificil, spălarea detritusului să fie mai puţin satisfăcătoare. Apăsarea pe sapă şi torsionarea pot duce la pierderea stabilităţii tubingului: acesta capătă o formă spirală ori sinusoidală, ajungându-se chiar la înţepenirea lui în pereţii sondei din cauza frecărilor. Nu rareori motorul se opreşte şi cămaşa de cauciuc a statorului se deteriorează. Vibraţiile laterale sunt şi ele adeseori prezente [19].

Tubingul, format din mai multe tronsoane sudate între ele, este înfăşurat pe o tobă cu diametrul de câţiva metri (2 – 5 m), aflată pe o remorcă (fig. 17). De pe tobă, tubingul trece peste un arc de ghidare şi, apoi, printr-un injector cu role şi un sistem de prevenitoare, intră în sondă. Injectorul are rolul să împingă ori să extragă tubingul din sondă. Tubingul folosit în foraj are 2 3/8, 2 7/8 şi 3 1/2 in.

De fiecare dată când se desfăşoară ori se înfăşoară pe tobă şi când trece pe arcul de ghidare, tubingul se îndreaptă şi se încovoaie. Tensiunile de încovoiere ating limita de curgere a materialului. Aceste tensiuni, împreună cu cele provocate de tracţiune şi de presiunea interioară sau exterioară, induc deformaţii permanente şi oboseala materialului, astfel că, după un anumit număr de cicluri încovoiere-îndreptare, tubingul trebuie înlocuit.

În sonde verticale, cu tubing înfăşurat pe tobă pot fi executate peste 30 de operaţii, dar în cele direcţionale, cu condiţii dificile de lucru, durata tubingului se poate reduce la forajul a două, trei sonde. Acest lucru măreşte costurile.

Se construiesc şi unele instalaţii hidraulice hibride, care pot lucra şi cu tubing înfăşurat, şi cu prăjini obişnuite [5], precum şi instalaţii care permit rotirea cu tot cu tobă şi capul de injecţie (arcul de suspendare lipseşte), micşorând numărul de îndoiri şi dezdoiri [6, 11, 24].

În sonde cu deplasări orizontale lungi, împingerea tubingului înfăşurat şi realizarea apăsării pe sapă devin problematice. În plus, tobele cu tubing pot avea dimensiuni agabaritice şi greutăţi care nu pot fi manevrate cu macaralele uzuale, mai ales la diametre mari ale tubingului. Din acest motiv se folosesc uneori şi ansambluri combinate, formate din tubing obişnuit, din bucăţi, la partea inferioară şi tubing înfăşurat la partea superioară. Se utilizează în acest scop instalaţii de introducerea ţevilor sub presiune ori instalaţii specializate [11, 24].

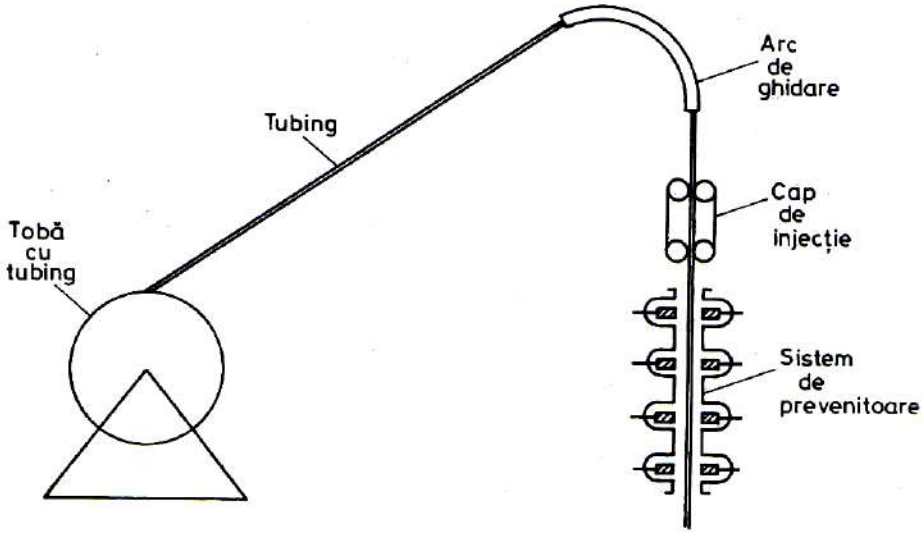

Fig. 17. *Instalaţie cu tubing înfăşurat pe tobă.*

La forajul vertical, echipamentul din sondă este format în primul rând din sapă, un motor submersibil, câteva prăjini grele şi până la suprafaţă tubingul continuu. La forajul dirijat se adaugă aparatura de măsurare şi transmitere la suprafaţă a parametrilor de dirijare, iar motorul este dezaxat. Un instrument de orientare acţionat hidraulic sau electric, de la suprafaţă, permite să se modifice direcţia dezaxării motorului.

În mod obişnuit, ansamblul conţine şi un set de senzori pentru diversele tipuri de carotaj (în primul rând cu raze gama), pentru măsurarea presiunii din interior şi din exterior, a temperaturii, a apăsării şi momentului la sapă, a vibraţiilor ş.a. Sistemul de telemăsurare şi control al aparaturii de fund, în timp real, presupune un cablu electric. Cablul este pompat prin interiorul tubingului şi face contact cu aparatura de fund. Se folosesc şi sisteme MWD cu pulsaţii în noroi.

Deasupra motorului se montează o valvă de reţinere (uzual două). Când sonda este sub presiune, tubingul, inclusiv porţiunea înfăşurată pe tobă, se află sub presiune. Dacă tubingul de pe tobă se sparge, nu există altă posibilitate de intervenţie decât tăierea şi suspendarea porţiunii din sondă în prevenitoare. De aici, rostul valvei de reţinere.

O valvă de circulaţie permite circulaţia fără ca noroiul să treacă prin motor.

La partea de sus a ansamblului de fund (uneori şi între componentele lui principale) se află un „întrerupător” de siguranţă, care este activat în situaţia că ansamblul este prins în gaura de sondă. Majoritatea „întrerupătoarelor” operează prin forfecare, la tracţiune, dar există şi unele care funcţionează electric sau hidraulic. În ultimele cazuri, este posibilă reîntregirea ansamblului. Figura 18 prezintă o posibilă alcătuire a ansamblului de fund la forajul dirijat [33, 40].

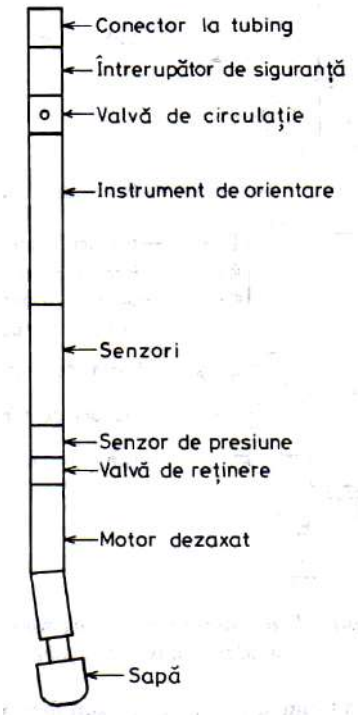

Fig. 18. *Ansamblul de talpă tipic pentru forajul direcţional cu tubing înfăşurat.*

Se folosesc motoare elicoidale cu diametrul şi lungimea relativ mici (diametrul – 2 3/8, 2 7/8, 3 3/8, 3 1/2, 3 3/4, 4 3/4 in, ultimele două uzuale, şi lungimea 3,6 – 6 m). Se încearcă şi motoare electrice, alimentate printr-un cablu aflat în interiorul tubingului. Ele au avantajul că turaţia este independentă de debit, permit rotirea sapei în ambele sensuri şi au o telemetrie de înaltă calitate.

La suprafaţă, în afara instalaţiei propriu-zise (un mast cu un sistem de manevră, rola cu tubing, arcul de ghidare, capul de injecţie acţionat hidraulic), se mai află sistemul obişnuit de preparare, curăţare, stocare şi pompare a noroiului – printr-un cap de circulaţie fixat pe tobă la capătul tubingului – şi un sistem de prevenitoare specifice. Pentru a mări durata de lucru a tubingului, la unele instalaţii moderne arcul de ghidare lipseşte şi rola cu tubing se plasează chiar deasupra capului de injecţie. Capacitatea de ridicare a capetelor de injecţie poate ajunge până la 1000 kN (curent 300 – 500 kN).

Un prevenitor tipic conţine, de jos în sus, patru tipuri de bacuri (v. fig. 17):

– pentru închidere pe tubing (închidere parţială);
– pentru suspendarea tubingului (cu bacuri sub formă de pene);
– pentru retezarea tubingului (în caz de necesitate);
– pentru închiderea totală a sondei.

Sub acest ansamblu poate fi montat un ansamblu de prevenitoare obişnuit: un prevenitor cu bac inelar care permite introducerea şi extragerea ansamblului de sondă sub presiune, un prevenitor cu închidere totală şi unul cu închidere pe tubing. La forajul subechilibrat, unde tubingul înfăşurat este adesea folosit, există diverse scheme de montare a prevenitoarelor.

Întreaga instalaţie, inclusiv prevenitoarele, este acţionată hidraulic dintr-un punct de comandă şi este în mare măsură automatizată. Condiţiile de lucru de la talpă, poziţia motorului dezaxat, condiţiile de funcţionare a instalaţiei, lucrul efectuat (numărul de îndoiri şi dezdoiri pe tobă şi pe arcul de ghidare, la introducere şi la extragere) şi deformaţiile diametrale ale tubingului (gâtuirile sau balonările) sunt monitorizate şi înregistrate permanent. Când nu mai prezintă încredere, tubingul este înlocuit.

La forajul uzual, motorul dezaxat se orientează în direcţia dorită după introducerea lui la talpă – evident după ce i se stabileşte poziţia şi se calculează unghiul dintre direcţia reală şi cea necesară – prin rotirea garniturii de la suprafaţă (v. cap. 6). Tubingul înfăşurat pe tobă nu poate fi rotit. De aceea, undeva deasupra motorului dezaxat se plasează un dispozitiv de orientare, care permite să se rotească ansamblul aflat sub el (v. fig. 18).

Există sisteme de orientare cu acţionare hidraulică şi sisteme cu acţionare electrică. În primul caz, ansamblul aflat dedesubt se roteşte prin porniri şi opriri repetate ale pompei de noroi. La fiecare ciclu pornire-oprire, ansamblul se roteşte cu câteva grade. Poziţia deviatorului este cunoscută la suprafaţă cu ajutorul sistemului de teletransmisie cu pulsaţii în noroi. Întreaga operaţie durează destul de mult.

Sistemele electrice presupun un motor electric şi un reductor de turaţie planetar. Energia electrică este furnizată fie de la suprafaţă printr-un cablu existent în interiorul tubingului, fie de un alternator antrenat de o turbină pusă în mişcare de noroiul circulat prin tubing, ambele aflate deasupra motorului electric. Sistemele electrice operează mai rapid şi mai precis, dar sunt mai complicate.

La forajul obişnuit, după ce s-au atins înclinarea şi azimutul dorite cu un motor dezaxat cu un unghi redus, garnitura se roteşte şi, cel puţin teoretic, direcţia găurii de sondă se menţine; se îmbunătăţesc totodată condiţiile de evacuare a detritusului şi vitezele de avansare. La forajul cu tubing înfăşurat, fie se extrage motorul dezaxat şi se înlocuieşte cu altul normal, fie se modifică periodic poziţia motorului dezaxat, cu ajutorul sistemului de orientare, dar gaura de sondă este mai puţin netedă şi din cauza frecărilor lungimea sondelor este limitată: operaţia este mai anevoioasă.

Similar cu sistemele de dirijare rotary, s-a introdus şi în cazul tubingului înfăşurat pe tobă un sistem de dirijare cu buclă închisă. S-a construit un motor cu trei patine expandabile la partea inferioară, dispuse la 120^{o}, activate hidraulic. Controlând presiunea pe cele trei patine, sonda poate fi dirijată spaţial, dar poate fi menţinută şi pe o direcţie cu înclinarea şi azimutul constante, prin retragerea patinelor [18, 30, 33].

Sistemul poate fi comandat de la suprafaţă ori poate fi programat pentru un anumit mod de lucru: cu patinele retrase pentru forajul unui interval liniar, pentru menţinerea înclinării, la introducere şi extragere sau pentru dirijarea sondei pe un anumit traseu curbiliniu. Instrumentul de orientare acţionat hidraulic nu mai este necesar.

Controlul apăsării pe sapă este mai bun, sondele sunt mai netede, lungimile maxime atinse sunt mai mari.

Intensităţile de deviere sunt mai mici decât în cazul folosirii motoarelor dezaxate, până la $3^o/10$ m, de aceea sistemul este folosit mai ales la forajul drenelor orizontale.

Una dintre cele mai răspândite aplicaţii ale tubingului înfăşurat o constituie frezarea unei ferestre în coloana de producţie şi forarea unei ramificaţii laterale, operaţie frecventă la revitalizarea zăcămintelor vechi. Operaţia se efectuează, adeseori, prin tubingul de extracţie existent în sondă (v. cap. 13).

6. Dirijarea cu stabilizatori

Iniţial, stabilizatorii au fost folosiţi pentru a preveni devierea sondelor de la direcţia verticală, cu alte cuvinte pentru a *stabiliza* direcţia de înaintare a sapei, de unde le vine şi numele. Intercalaţi între prăjinile grele aflate deasupra sapei, cu diametrul egal sau apropiat de cel al sapei, stabilizatorii centrează prăjinile, prevenind flambajul şi lipirea lor de pereţii găurii de sondă. În prezent, stabilizatorii se utilizează şi pentru menţinerea unei direcţii date, diferită de cea verticală, dar şi pentru a accentua ori, dimpotrivă, pentru a diminua intensitatea de deviere la forajul dirijabil rotary sau cu motoare submersibile dezaxate. În ultimul caz, stabilizatorii sunt montaţi uneori pe corpul motoarelor.

Stabilizatorii se pot folosi şi pentru creşterea ori pentru scăderea înclinării sondelor, dar prin răspândirea sistemelor de dirijare rotary, aplicabilitatea lor în acest scop s-a redus. Scopul urmărit – creşterea, menţinerea sau micşorarea unghiului de înclinare – se atinge prin alegerea schemei de plasare a stabilizatorilor de-a lungul părţii inferioare a garniturii, pe primii 40 – 50 m de la sapă. Jocul faţă de pereţii sondei şi construcţia lor joacă şi ele un anumit rol.

Teoretic, ansamblurile cu stabilizatori menţin sau modifică doar înclinarea sondei, nu şi azimutul ei, dar acesta din urmă se poate modifica uneori necontrolabil. Înclinarea sondei, apăsarea pe sapă, anizotropia rocilor, rigiditatea prăjinilor grele, turaţia, tipul sapei afectează mai mult sau mai puţin comportarea ansamblurilor cu stabilizatori, şi aceasta nu este întotdeauna cea dorită.

6.1. Stabilizatori obişnuiţi

Prin construcţie, aceştia au diametrul nominal constant, nereglabil. Se folosesc, de regulă, stabilizatori cu lame (drepte sau spirale) – pentru roci slabe sau medii, mai rar cu role – pentru roci tari şi abrazive.

1. *Ansamblurile de creştere a înclinării* se utilizează după ce dirijarea a fost iniţiată cu un alt dispozitiv de deflecţie, de exemplu cu un motor submersibil dezaxat, şi unghiul de înclinare depăşeşte 5 – 10^o (valori mai mari în sonde cu diametrul mai mare); la înclinări prea mici, azimutul este necontrolabil.

Toate ansamblurile de creştere a înclinării presupun un stabilizator cu diametrul egal sau apropiat de cel al sapei montat în apropierea ei, la 1 – 1,5 m. Atunci când este lăsată apăsare pe sapă, el joacă rolul unei articulaţii: apare o forţă laterală îndreptată în sus, iar sapa este înclinată în acelaşi sens. Forţa laterală şi înclinarea sunt cu atât mai mari cu cât apăsarea pe sapă este mai mare, ansamblul de deasupra stabilizatorului este mai elastic şi spaţiul dintre prăjini şi sondă este mai larg. Intensitatea de creştere a înclinării se accentuează pe măsură ce înclinarea sondei creşte şi este influenţată de rezistenţa rocilor şi de capacitatea de frezare laterală a sapei.

Intensitatea de deviere este controlată prin adăugarea unor stabilizatori suplimentari, prin modificarea rigidităţii prăjinilor grele şi, bineînţeles, prin variaţia apăsării pe sapă. Dacă cel de al doilea stabilizator este amplasat astfel încât, prin încovoiere, prăjinile dintre cei doi stabilizatori să atingă peretele inferior al sondei, dar fără să se sprijine, cele două mărimi, forţa laterală şi unghiul de înclinare, au valori maxime. Practic, el se plasează la 18 sau 27 m. Al treilea stabilizator are o influenţă mai redusă.

Intensităţile de deviere realizabile sunt de ordinul 0,3 – 1,5^o/10 m, valori mai mari în roci mai slabe şi la înclinări mai mari. Dar, la înclinări mari, intensitatea de deviere poate deveni excesivă şi necontrolabilă.

Turaţiile mari îndreaptă prăjinile şi ritmul de creştere a înclinării se reduce. Când stabilizatorul se decalibrează, ritmul de creştere a înclinării se modifică.

Figura 19 prezintă şase ansambluri de creştere a înclinării sondelor.

Primele trei ansambluri sunt eficiente atât la înclinări reduse, cât şi la înclinări mari, în timp ce următoarele două numai la înclinări mari. Ultimul ansamblu, considerat mai degrabă de menţinere a înclinării, poate fi utilizat pentru creşteri uşoare a înclinării.

Comportarea ansamblurilor respective este influenţată de rezistenţa şi anizotropia rocilor, diametrul prăjinilor grele, diametrul sondei, apăsarea pe sapă.

Tipic pentru ansamblul de creştere a înclinării este considerat primul, cu cel de-al doilea stabilizator montat la 27 m.

Cel mai bun ansamblu pentru o situaţie dată se poate obţine prin metoda elementului finit, lucru valabil pentru orice ansamblu cu stabilizatori.

În prezent sistemele de dirijare rotary au înlocuit practic dirijarea cu stabilizatori, pentru că intensitatea de deviere este mai uşor de controlat.

2. *Ansamblurile pentru menţinerea direcţiei* sunt similare cu cele folosite pentru prevenirea devierii sondelor de la verticală (v. fig. 26 din cap. 4), dar ele trebuie corectate în funcţie de comportarea lor locală. Cum tendinţa naturală şi efectele gravitaţionale sunt dificil de controlat, nu există nici un ansamblu care să menţină direcţia unei sonde în orice condiţii, pe orice structură geologică.

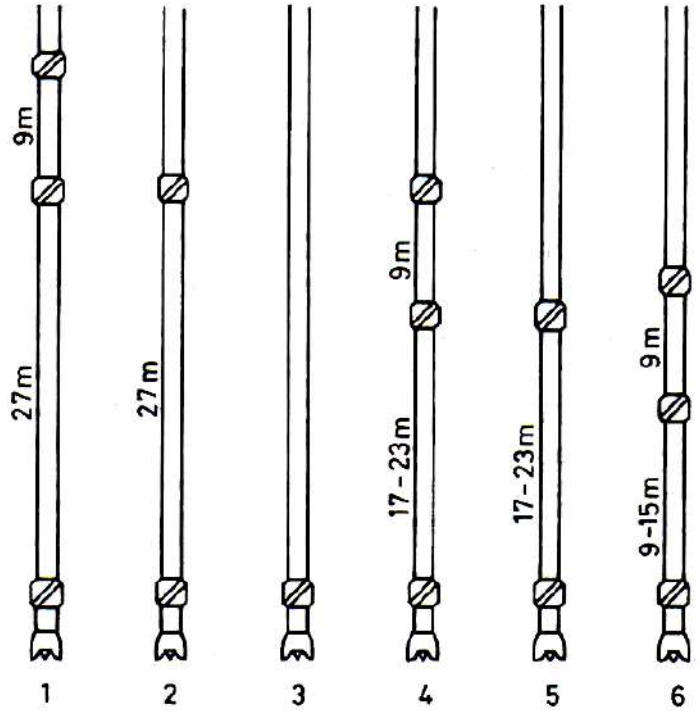

Fig. 19. *Ansambluri de creştere a înclinării.*

Asemenea ansambluri sunt alcătuite din prăjini grele rigide şi cel puţin trei stabilizatori. Se recomandă adesea ansamblul cu un stabilizator calibrat montat lângă sapă, al doilea la 3,5 – 5 m (de circa 12 ori diametrul sapei) şi următorii la 9 m. Cu asemenea ansambluri, unghiul de dezaxare a sapei este apropiat de zero, iar forţa laterală la sapă, de scădere sau de creştere a înclinării, este mică şi puţin sensibilă la variaţia înclinării sondei şi a apăsării pe sapă. Cum prăjini grele scurte nu sunt întotdeauna disponibile, adesea între primii doi stabilizatori se plasează o prăjină de 9 m.

Se notează că la înclinări reduse, sub 10 – 15^{o}, direcţia azimutală este mai dificil de menţinut decât la înclinări mari. Turaţiile ridicate contribuie, în general, la menţinerea direcţiei sondelor.

Este recomandabil ca asemenea ansambluri rigide să nu fie introduse imediat după un marş cu un motor dezaxat, pentru că ele se pot înţepeni, iar stabilizatorii să se adauge în mod treptat.

Se subliniază, totodată, că decalibrarea stabilizatorilor şi lărgirea găurii de sondă pot afecta simţitor modul de comportare a ansamblurilor. De exemplu, un stabilizator decalibrat montat deasupra celui de lângă sapă poate crea un efect de creştere a înclinării, contrar celui de scădere prezent când stabilizatorul este calibrat.

3. *Ansamblurile pentru scăderea înclinării* utilizează principiul pendulului: plasând un stabilizator la o distanţă optimă de sapă, sonda revine treptat spre verticală datorită acţiunii de frezare a sapei pe peretele inferior create de greutatea prăjinilor aflate sub stabilizator (v. fig. 27 şi 28, cap. 4).

Intensitatea de deviere este relativ scăzută (0,1 – 0,6^o/10 m) şi depinde de înclinarea sondei, poziţia stabilizatorului, greutatea unitară şi rigiditatea prăjinilor grele, rezistenţa rocilor la dislocare laterală, capacitatea de frezare laterală a sapei, viteza de avansare frontală a sapei.

La înclinări mari şi în roci slabe, sonda revine spre verticală relativ repede chiar şi în absenţa stabilizatorului. La înclinări mici şi roci tari, revenirea este mai înceată şi chiar absentă.

În mod curent, se plasează un stabilizator la 23 – 27 m (distanţe mai mari la înclinări şi apăsări mai mici).

Plasând un al doilea stabilizator la 9 m deasupra primului, forţa de scădere a înclinării se accentuează.

La înclinări mari, primul stabilizator se plasează la 18 – 23 m. Când se iniţiază scăderea la înclinări mari, se montează un stabilizator subcalibrat la sapă, următorul la 9 – 23 m şi al treilea după 9 m.

Pentru a accentua intensitatea de scădere a înclinării se poate reduce viteza de avansare, micşorând apăsarea pe sapă: creşte efectul frezării laterale.

Când este necesară o intensitate mare de scădere a înclinării, asemenea ansambluri nu sunt eficiente. Ele sunt aplicabile îndeosebi la controlul devierii.

6.2. Stabilizatori reglabili

Intervalele lungi cu înclinări mari, eventual orizontale, sunt forate de obicei cu ansambluri de fund care au în componenţă un motor dirijabil, cu dezaxare redusă, rotite de la suprafaţă, pentru a îmbunătăţi evacuarea detritusului şi vitezele de avansare. La forajul rotary există însă tendinţa de scădere a înclinării, datorită efectului gravitaţional. De aceea, periodic, motorul este orientat şi ansamblul, cu întreaga garnitură, avansează fără să fie rotit de la suprafaţă (*forajul prin glisare)*. Se corectează astfel înclinarea sondei, eventual şi azimutul, dacă este necesar. Din alternanţa rotire-glisare-rotire rezultă o gaură de sondă mai puţin netedă, cu schimbări bruşte de direcţie, care provoacă frecări şi momente de antrenare a garniturii ridicate. O soluţie a problemei ar fi înlocuirea ansamblului de fund cu unul stabilizat, cu care să se menţină mai uşor direcţia găurii de sondă.

Adeseori, intervalul de creştere a înclinării unei sonde se forează cu un ansamblu de fund cu un stabilizator subcalibrat deasupra sapei, care joacă rolul unei articulaţii şi înclină sapa în sus. După ce se atinge înclinarea maximă, ce trebuie menţinută pe intervalul tangent, se extrage garnitura de foraj, se înlocuieşte stabilizatorul subcalibrat cu unul calibrat şi se alcătuieşte un ansamblu de fund destinat să păstreze direcţia de înaintare a sapei. Eventual, se introduce un

ansamblu cu motor dezaxat pentru ca periodic să se corecteze tendinţa de scădere a înclinării.

Acelaşi ansamblu se poate comporta diferit în două roci diferite şi, uneori, este necesar să se extragă garnitura de foraj pentru a schimba unghiul de dezaxare a motorului de fund, operaţie cu efect negativ asupra duratei şi costurilor de foraj.

Şi când se folosesc ansambluri rotary pentru menţinerea direcţiei formate numai cu stabilizatori, garnitura trebuie extrasă pentru a modifica distanţa dintre stabilizatori, numărul sau diametrul lor.

O modalitate de evitare a problemelor amintite poate fi folosirea unui stabilizator reglabil, activat de la suprafaţă, al cărui diametru să poată fi modificat fără a extrage garnitura de foraj. Plasat în apropierea sapei, cu diametrul mai mic decât cel al sapei, el creează o tendinţă de creştere a înclinării. Când diametrul lui este adus la cel al sapei, tendinţa respectivă se poate anula, eventual se inversează: înclinarea scade. Este posibil chiar, în acest mod, să se foreze atât intervalul de creştere a înclinării, cât şi cel de menţinere a înclinării fără a a fi schimbat ansamblul de fund [23]. Amplasat după o prăjină grea scurtă sau deasupra motorului de fund, stabilizatorul reglabil poate controla sau anula o anumită tendinţă, dar efectul lui este mult mai redus [20, 21].

Stabilizatorii reglabili se pot folosi şi la forajul ramificaţiilor orizontale, atunci când sunt necesare schimbări rapide de adâncime şi când nu sunt aşteptate variaţii de azimut [20, 21].

Primii stabilizatori reglabili au apărut în 1987, cu două diametre de lucru, unul maxim, egal sau apropiat de cel al sapei, şi celălalt mai mic cu 1/2 in. Ei au trei lame spirale, mai late decât la cei obişnuiţi, care acoperă întreaga circumferinţă (fig. 20). Fiecare lamă este prevăzută cu cinci sau şase patine circulare mobile, sub forma unor butoni cilindrici armaţi, care sunt activate radial de o mandrină cilindrică prevăzută în exterior cu nişte suprafeţe înclinate pe care se sprijină patinele.

Mandrina, solidară cu ansamblul aflat sub stabilizator, este mobilă axial faţă de corpul acestuia. Dacă ansamblul nu este sprijinit pe talpă, un arc aflat la capătul inferior al corpului menţine mandrina în poziţia de jos. Între mandrină şi corpul stabilizatorului, momentul de torsiune se transmite printr-un ansamblu de caneluri.

Când mandrina se află în poziţia inferioară – cea de introducere şi de extragere a garniturii – patinele stau retrase la diametrul minim, iar când se află în poziţia superioară patinele sunt împinse de suprafeţele înclinate ale mandrinei în poziţia diametrului maxim, cel nominal. Patinele sunt reţinute în corpul stabilizatorului de nişte bolţuri.

La capătul de sus al mandrinei este înşurubat un manşon de prindere elastic, cu nişte degete longitudinale care sunt îngroşate spre exterior şi spre interior la capătul superior. În dreptul manşonului se găseşte o bucşă distanţieră cu un prag spre interior, care constituie zăvorul manşonului elastic. Deasupra bucşei cu

zăvor se mişcă un piston tubular prevăzut cu un arc spiral în exterior şi o duză din carburi de wolfram la capătul de sus.

Când îngroşările manşonului elastic se găsesc sub zăvorul bucşei distanţiere, mandrina se află în poziţia inferioară şi patinele se pot retrage la diametrul minim. După pornirea pompelor, când debitul ajunge la valoarea nominală, pistonul este împins în jos de căderea de presiune creată în el, pătrunde între lamele manşonului elastic şi-l blochează. În această poziţie – neactivat-blocat – se poate lăsa apăsare pe sapă fără restricţii. Arcul din exteriorul pistonului este comprimat (fig. 20, *a*).

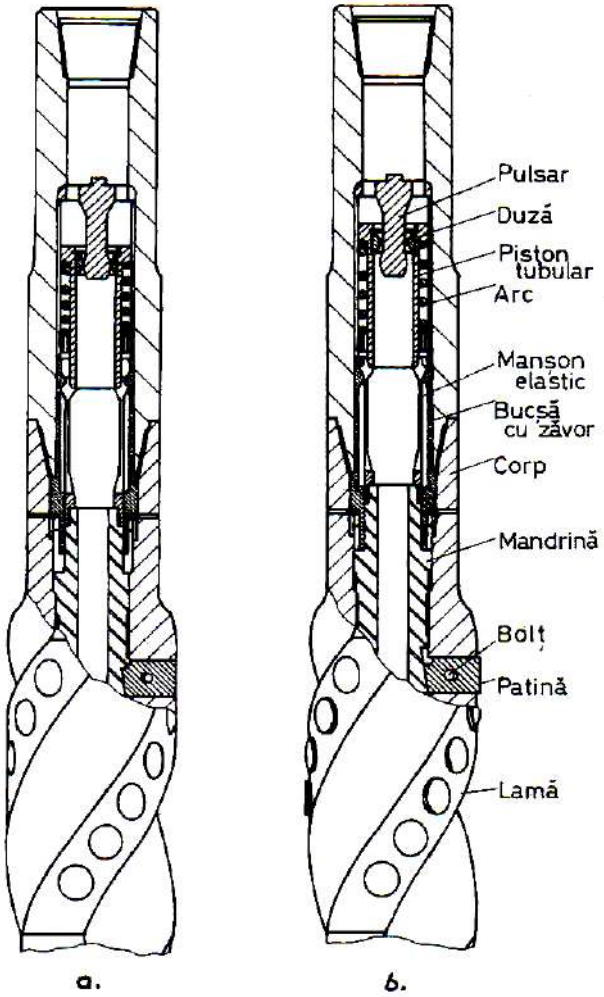

Fig. 20. S*tabilizatorul reglabil* Anderguage:
a – neactivat-blocat; b – activat-blocat.

Pentru a activa stabilizatorul – a-l aduce la diametrul nominal –, se ridică garnitura de prăjini de pe talpă şi se reduce debitul sub o anumită valoare, specifică fiecărui diametru nominal (20 l/s pentru 12 1/4 in). Arcul comprimat se destinde, ridică pistonul şi eliberează manşonul din zăvor. Se lasă apoi uşor sapa pe talpă (circa 25 kN apăsare pentru 12 1/4 in), mandrina se ridică (cursa ei este 36 mm) şi împinge manşonul elastic astfel că îngroşările degetelor trec peste zăvorul bucşei fixe. Patinele sunt împinse de mandrină, radial, la diametrul maxim. Sistemul este acum activat, dar încă neblocat.

Menţinând apăsarea pe sapă se măreşte debitul la valoarea nominală. Pistonul este iarăşi împins în jos şi se blochează manşonul elastic. Stabilizatorul rămâne în această poziţie – activat-blocat – atât timp cât este lăsată apăsare pe sapă şi debitul nu scade sub valoarea de blocare (fig. 20, *b*).

Pentru dezactivare, se reduce debitul şi se ridică sapa. Mărind debitul şi revenind pe talpă, el rămâne neactivat – la diametrul minim.

Cele două poziţii, inclusiv starea de blocare, pot fi controlate de la suprafaţă prin variaţia de presiune creată în spaţiul dintre duza din capătul pistonului şi un pulsar, a cărui poziţie depinde de cea a pistonului. Între poziţia dezactivat-blocat (diametrul minim) şi poziţia activat-blocat (diametrul maxim) apare o diferenţă de presiune de circa 20 bar, sesizabilă la suprafaţă.

Firma Watherford construieşte un stabilizator reglabil cu trei poziţii, una neutră, cu câte două patine pe fiecare lamă şi care poate fi activat doar prin oprirea şi pornirea repetată a pompelor, fără a lăsa apăsare pe sapă [23].

Pentru a reduce frecările cu pereţii sondei şi a diminua uzura coloanelor de burlane prin care trec, se folosesc şi stabilizatori cu role mobile. Fabricate din materiale dure, acestea sunt montate pe o bucşă staţionară şi sunt dispuse pe mai multe generatoare. Deoarece rolele se pot mişca liber, ele reduc frecările axiale la deplasarea longitudinală a garniturii. Când prăjinile se rotesc, bucşa pe care sunt montate rolele rămâne pe loc, şi astfel se reduc şi frecările rotaţionale. Asemenea stabilizatori se montează lângă sapă sau în orice alt loc, adesea câte unul la fiecare pas [23]. În felul acesta, se pot fora sonde direcţionale sau orizontale mult mai lungi.

7. Dirijarea cu jet

Procedeul, rar aplicat, foloseşte acţiunea erozivă a unui jet hidraulic, orientat în direcţia dorită. Ea se utilizează pentru iniţierea devierii de la verticală şi este eficientă în roci slabe-medii, cu rezistenţă relativ scăzută, dar omogene: calcare şi gresii slab cimentate (viteze de avansare de 20 – 50 m/h). Marnele se erodează mai dificil, iar în roci prea slabe, cum sunt nisipurile, obţinerea unei direcţii noi este problematică: sonda se lărgeşte şi tinde să revină la verticală.

Metoda se aplică până la circa 1500 m: intensităţi de deviere de $1 – 3^o/10$ m.

Ansamblul de dirijare este format dintr-o sapă cu două role şi o duză mărită, în locul celei de-a treia role, un stabilizator cu lame elicoidale cu diametrul egal

cu cel al sapei, reducţia de orientare, o prăjină grea amagnetică şi, în continuare, prăjini grele obişnuite (fig. 21). Este un ansamblu de creştere a înclinării.

Se pot folosi, eventual, sape obişnuite, cu trei role, la care două duze sunt obturate sau micşorate, iar a treia este mărită: frecvent, primele două duze au 6 – 8 mm, iar a treia 16 – 24 mm. Debitul şi duzele se aleg astfel ca viteza jetului principal să fie de ordinul 120 m/s. Se introduce ansamblul la talpă, se orientează duza de lucru la azimutul necesar şi se blochează masa rotativă.

Cu pompele funcţionând la debitul maxim posibil, se lasă o apăsare uşoară pe talpă. Jetul de fluid erodează roca formând o adâncitură asimetrică, laterală. Periodic, garnitura se manevrează pe un interval scurt. În 10 – 20 min, sapa avansează 1 – 2 m. Se limitează operaţia la circa 2 m pentru a evita înţepenirea (dacă sapa nu avansează pe acest interval în 30 – 45 min, este recomandabilă dirijarea cu un motor dezaxat).

Se reduce debitul la jumătate şi, rotind garnitura, se angajează uşor stabilizatorul pentru a calibra porţiunea erodată. Trebuie urmărit momentul de torsiune, care poate atinge valori periculoase pentru prăjini.

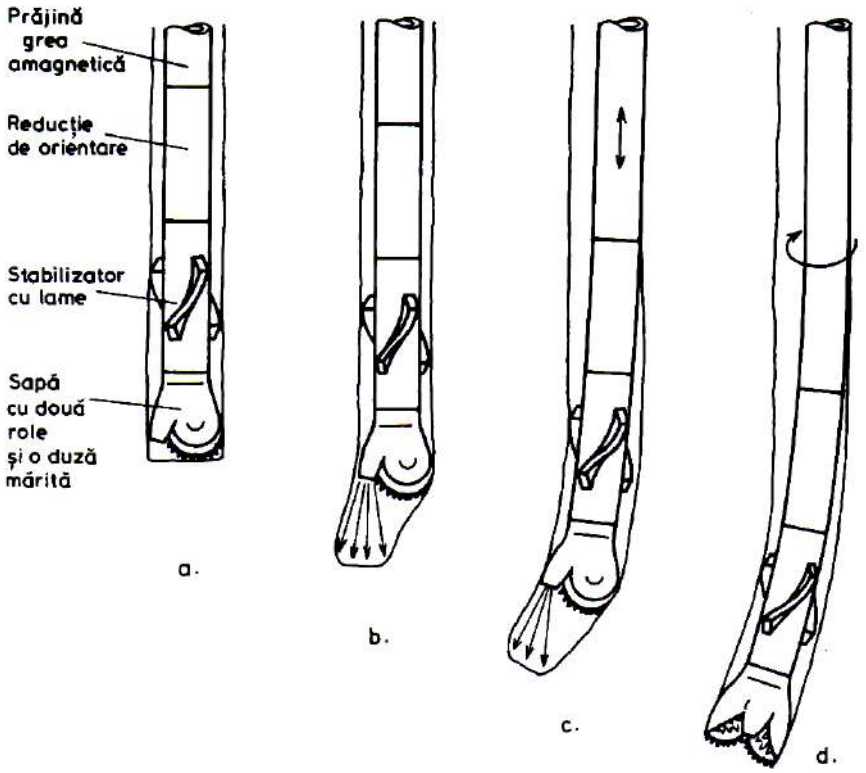

Fig. 21. *Dirijarea cu jet:*
a – orientarea ansamblului; b – erodarea orientată;
c – erodarea cu manevrare; d – rotire, foraj normal.

În continuare, cu un debit normal şi apăsarea suficient de mare se forează obişnuit până ce se termină prăjina de avansare. Înclinarea sondei creşte continuu, pentru că ansamblul respectiv este specific acestui scop.

Se măsoară înclinarea şi azimutul sondei, cu un înclinometru introdus prin prăjini. Dacă intensitatea de deviere este mai mică decât cea dorită, se reorientează ansamblul, folosind poziţia prăjinii de antrenare de la prima orientare, şi se repetă operaţia cu următoarea prăjină de avansare. Dacă intensitatea de deviere este satisfăcătoare, operaţia se reia după două, trei prăjini.

Avantajele metodei constau în simplitatea şi costul ei redus. Nu sunt necesare echipamente scumpe şi marşuri suplimentare pentru schimbarea ansamblului. Sapa poate fi menţinută la talpă până la uzarea ei.

Când durata sapei este suficient de mare şi condiţiile sunt favorabile, este posibil ca întregul interval de creştere a înclinării să fie forat în acest mod. Devierea sondei se măsoară până în apropierea sapei (în cazul motoarelor de dirijare, instrumentele de măsurare a devierii sondei sunt montate la 10 – 15 m de sapă.

În raport cu alte metode, dirijarea cu jet este mai puţin precisă, iar domeniul de aplicabilitate este limitat la anumite roci şi adâncimi. Şi capacitatea pompelor, la instalaţii uşoare, poate limita aplicabilitatea metodei. Când procedeul este repetat şi avansările sunt rapide este posibil ca sonda să aibă îngenunchieri severe. Sunt necesare măsurători dese de deviere şi corectări repetate.

Cu jeturi hidraulice pot fi create şi ramificaţii laterale multiple dintr-o sondă, eventual tubată. Ele sunt realizate cu ajutorul tubingului flexibil care are la capăt o duză de 12 – 18 mm, ce poate fi deflectată radial. Ramificaţiile au diametrul de 30 – 50 mm şi lungimi până la 100 m, şi chiar mai mult [1, 7].

8. Conductori înclinaţi sau curbaţi

Numărul de sonde forate de pe o singură platformă, fără riscul de coliziune între ele, poate fi mărit dacă se folosesc conductori înclinaţi sau curbaţi, orientaţi spre ţintele urmărite (fig. 22). Se reduc corecţiile de azimut pe parcursul forajului şi se micşorează intervalul de creştere a înclinării, când este nevoie de deplasări orizontale mari.

Conductorii înclinaţi, sub 30^o, se folosesc la exploatarea unor zăcăminte de mică adâncime (sub 1200 m), în ape puţin adânci (30 – 50 m): Canada, Congo.

Sondele fiind mai „drepte”, forţele de frecare şi momentele de rotire sunt mai mici. Dar, asemenea sonde pot fi forate doar cu instalaţii specializate (v. par. 10). Turla, masa rotativă, prevenitoarele, capul sondei sunt înclinate, ceea ce creează unele dificultăţi. Şi fixarea lor în stratele de pe undul mării este mai dificilă. De aceea sistemul este rar folosit.

Conductorii curbaţi pot fi utilizaţi cu instalaţii de foraj obişnuite. În Golful Mexic s-au folosit, încă din anii 1970, conductori curbaţi în ape cu adâncimea până la 150 m, cu şiul la 50 – 70 m sub fundul mării. La o intensitate de deviere de $1 – 2^o$/10 m, la fundul mării ei au înclinarea de $10 – 20^o$.

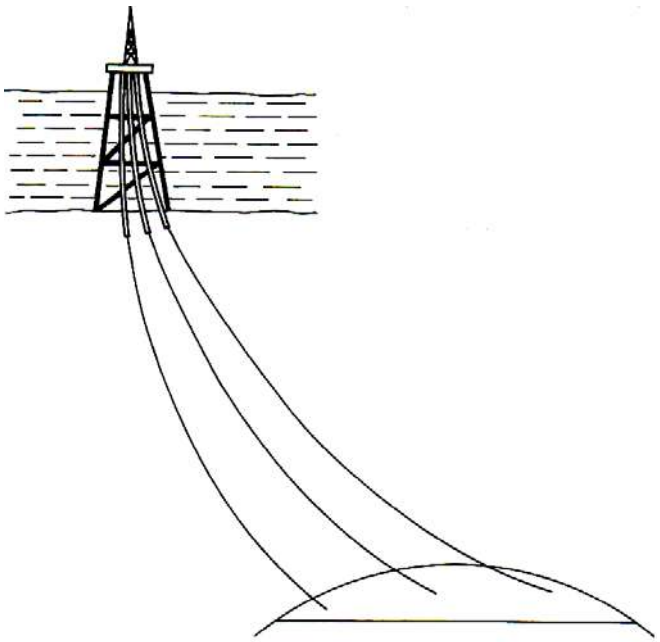

Fig. 22. *Conductori curbaţi pe platforme fixe.*

Pe zăcământul Goodwyn din largul Australiei de Vest s-au folosit conductori curbaţi de 30 in care la circa 240 m au 10^o înclinare.

În ambele situaţii, dacă apar dificultăţi de fixare a conductorilor pe fundul mării şi nu este asigurată etanşeitatea, ei sunt dublaţi de o altă coloană cimentată.

9. Ansambluri cu prăjini articulate

Ramificaţiile laterale, unele reintrări în strat şi sonde orizontale presupun existenţa unor mijloace şi tehnologii de foraj cu care să se schimbe direcţia găurii de sondă pe un interval foarte scurt, adeseori chiar brusc, la 90^o. Sunt cunoscute, în acest sens, diverse sisteme de foraj cu rază mică sau foarte mică de curbură, dar care nu s-au extins [2, 41].

Un astfel sistem de foraj presupune utilizarea unor prăjini articulate, cu care se pot realiza găuri cu raza de curbură de 10 – 20 m (intensităţi de deviere de 45 – 90^o/10 m) – figura 23.

Sistemul include un ansamblu de orientare, un ansamblu de creştere a înclinării, prăjini de acţionare articulate şi un ansamblu de menţinere a direcţiei pe porţiunea rectilinie. Ansamblul de orientare este alcătuit dintr-o pană de ghidare cu unghi mare de înclinare, 7 – 9^o, un packer inflatabil adaptat pentru ancorare în pereţii găurii de sondă în punctul de iniţiere a devierii, o reducţie de orientare, o reducţie de legătură şi un sistem de lansare. Ansamblul este recuperabil.

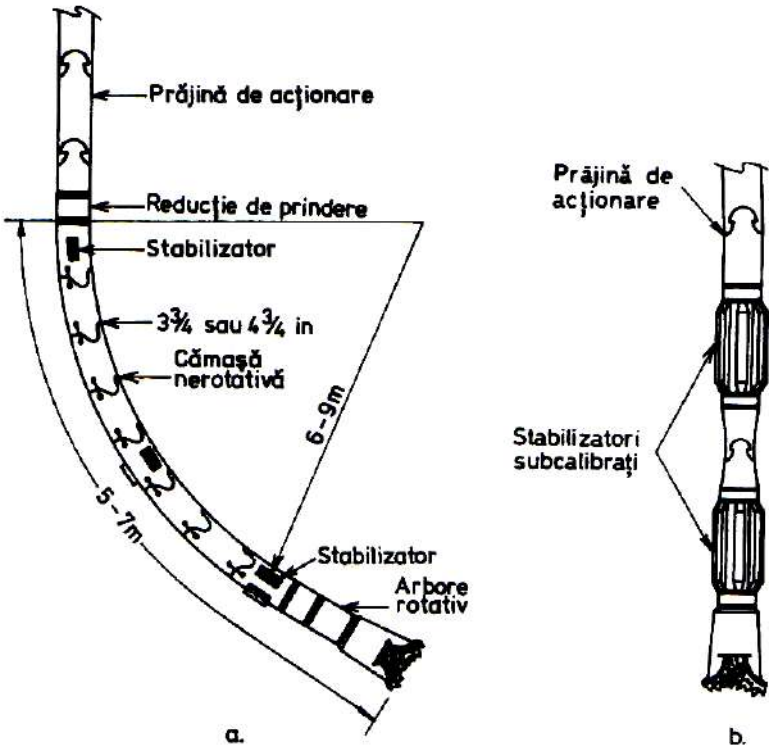

Fig. 23. *Sistem de foraj cu prăjini articulate:*
a – ansamblu de creştere a înclinării; b – ansamblu de menţinere a direcţiei.

Ansamblul de foraj curbiliniu este format dintr-un arbore flexibil care transmite mişcarea de rotaţie, aflat într-o cămaşă articulată nerotativă ce creează apăsarea pe sapă, şi o prăjină articulată pentru preluarea mişcării de la garnitura de foraj verticală (fig. 23, *a*). Cămaşa nerotativă are două lagăre axial-radiale la capete şi doi sau trei stabilizatori pentru reglarea intensităţii de deviere. Modul cum sunt tăiate articulaţiile în pereţii cămăşii nerotative permite ca aceasta să se îndrepte în porţiunea verticală a sondei, dar să creeze o forţă laterală necesară devierii, de circa 4,5 kN. Prăjinile de acţionare care transmit mişcarea de rotaţie şi ajung în porţiunea curbată au în interior o ţeavă flexibilă prin care circulă fluidul de foraj.

Ansamblul de menţinere a direcţiei, după forajul porţiunii curbate, este format din prăjini de acţionare articulate, cu ţeavă de circulaţie în interior, şi doi stabilizatori subcalibraţi în apropierea sapei (fig. 23, *b*).

Turaţiile folosite sunt de 20 – 40 rot/min pe porţiunea curbată şi ajung la 100 rot/min pe intervalul rectiliniu. După circa două treimi din porţiunea curbilinie, se verifică azimutul şi curbura acesteia.

10. Instalaţii pentru foraj înclinat

Când ţintele se află la adâncimi mici, dar sunt la distanţe orizontale mari faţă de locaţiile de suprafaţă, ele sunt dificil de atins cu instalaţii uzuale, pentru că este necesară o adâncime verticală minimă, iar intensităţile de deviere sunt exagerat de mari. În asemenea situaţii, este convenabil să se foreze sondele înclinat chiar de la suprafaţă. Există şi avantajul că lungimea forată este mai mică, nu sunt necesare echipamente scumpe de dirijare, se uşurează introducerea coloanelor de tubare, se evită uzura lor excesivă în zonele cu intensităţi mari de deviere.

Sondele înclinate de la suprafaţă pot fi forate doar cu instalaţii specializate. Ele au turlă care poate fi înclinată, uzual până la 45^o (fig. 24).

De obicei sunt instalaţii uşoare, transportabile, destinate să foreze la adâncimi mici, până la 500 – 800 m, dar există şi instalaţii capabile să lucreze până la 3000 m [26, 34]. Unele sunt montate pe platforme fixe, amplasate pe lacuri, în zone mlăştinoase, de pe care se forează mai multe sonde, reducând la minimum impactul ecologic asupra mediului.

Instalaţiile pentru foraj înclinat sunt în mare măsură mecanizate şi automatizate. Prăjinile şi burlanele sunt manevrate de pe rampă în turlă mecanizat. Garnitura de foraj este antrenată în general cu *top drive*, cu acţionare hidrostatică sau electrică. Macaraua, cârligul şi capul hidraulic lunecă de-a lungul turlei pe nişte ghidaje. Instalaţia de prevenire a erupţiilor este şi ea înclinată.

Cele mai cunoscute aplicaţii se întâlnesc la exploatarea unor zăcăminte de mică adâncime cu ţiţeiuri grele: Canada (proiectele SAGD – *steam-assisted gravity drainage* – drenare gravitaţională asistată de abur), Venezuela, China.

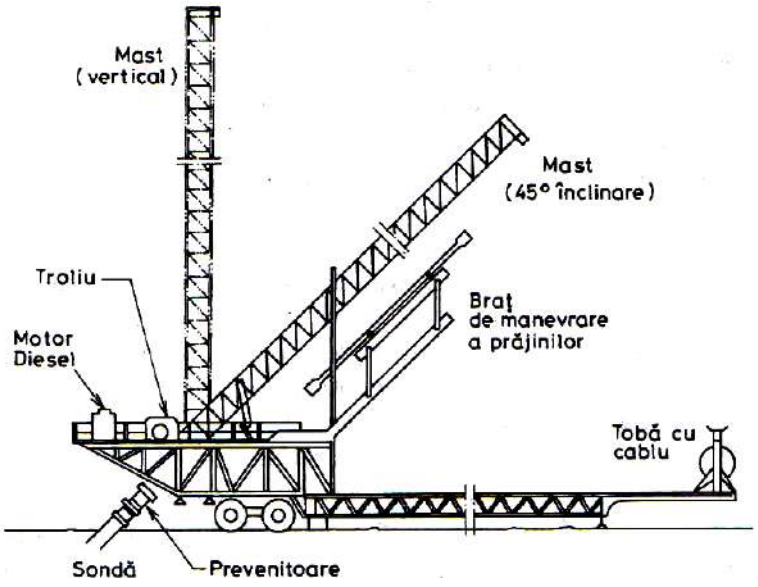

Fig. 24. *Instalaţie pentru foraj înclinat.*

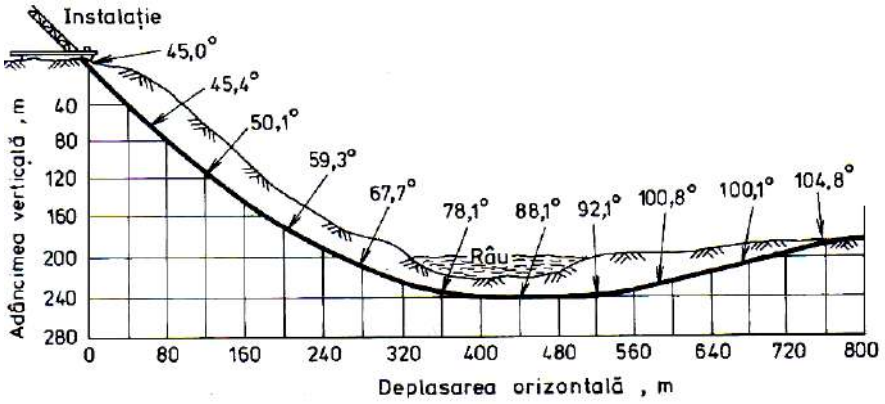

Fig. 25. *Subtraversarea unui râu [34].*

Instalaţii similare, specializate, se folosesc la montarea conductelor sub râuri, lacuri, ţărmuri de mare, zone protejate ecologic – prin subtraversare (fig. 25).

Există numeroase alte tipuri de instalaţii pentru foraj înclinat cu aplicaţii în afara industriei de petrol şi gaze: consolidări, impermeabilizări, montarea unor conducte edilitare, gazeificarea cărbunelui în subteran ş.a.

11. Folosirea tendinţei naturale de deviere

Dacă o sondă se poate dirija după direcţia tendinţei naturale de deviere a stratelor transversale, traseul ei va fi mai uşor de controlat. Cheltuielile de dirijare şi durata de execuţie vor fi minime. Când această tendinţă este cunoscută de-a lungul sondei şi nu există restricţii de suprafaţă, se poate alege locaţia astfel încât, lăsând sonda liberă, să se atingă obiectivul propus (fig. 26).

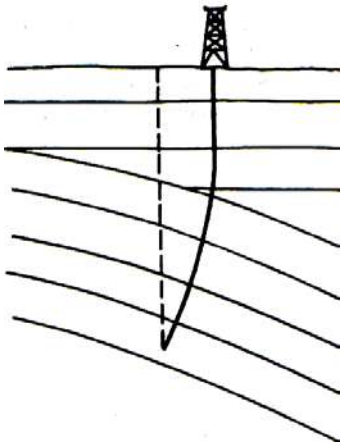

Fig. 26. *Folosirea tendinţei naturale de deviere.*

Principiul este valabil şi pentru sonde verticale. În loc să se controleze permanent verticalitatea, este preferabil să se fixeze locaţia în aşa fel încât sonda să atingă ţinta fără să se intervină de-a lungul ei.

Uneori, unde există o tendinţă naturală cunoscută, se dirijează sonda pe porţiunea superioară împotriva acestei tendinţe şi apoi se lasă liberă până ce interceptează obiectivul.

Se ţine seama şi de tendinţa sondelor în zona respectivă de deplasare spre dreapta ori spre stânga. Metoda presupune o bună cunoaştere a comportării sondelor în regiunea ce interesează.

12. Alegerea metodelor de dirijare

Acestea se aleg în mare măsură în funcţie de intensitatea de deviere necesară. Din acest punct de vedere sondele, mai ales la cele orizontale, pot fi clasificate după mărimea razelor de curbură, implicit a intensităţilor de deviere, pe intervalele de creştere a înclinării după ce se iniţiază dirijarea de la verticală:

- cu rază lungă de curbură: 300 – 1000 m (intensitatea de deviere 0,5 – 2^o/10 m)
- cu rază medie de curbură: 100 – 300 m (intensitatea de deviere 2 – 6^o/10 m),
- cu rază scurtă de curbură: 12 – 100 m (intensitatea de deviere 6 – 45^o/10 m),
- cu rază foarte scurtă: 6 – 12 m (intensitatea de deviere 45 – 90^o/10 m).

Limitele indicate pentru diversele categorii sunt convenţionale.

Sondele din prima categorie sunt forate cu mijloace obişnuite: motoare dezaxate uzuale, sisteme de dirijare rotary, ansambluri cu stabilizatori adecvate. Cele din a doua categorie se forează cu aceleaşi metode, dar motoarele au dezaxări mai mari, sistemele de dirijare rotary realizează forţe laterale sau unghiuri de înclinare mai accentuate; prăjinile grele sunt înlocuite în general cu prăjini intermediare. Elasticitatea ansamblurilor de fund, numărul, locul şi diametrul stabilizatorilor reglează în mare măsură intensitatea de deviere în ambele cazuri. Experienţa inginerilor de dirijare dar şi softurile specializate permit să se obţină intensitatea de deviere dorită.

Raze de curbură scurte şi foarte scurte se întâlnesc în situaţii rare, de obicei la forajul unor ramificaţii laterale. Pentru realizarea lor sunt imaginate sisteme unicat, care includ prăjini articulate, diverse articulaţii, jeturi hidraulice, pene de deflecţie, dar şi motoare scurte cu dezaxări mari, motoare articulate.

Întrebări

1. *Când se folosesc penele de deviere?*
2. *Ce avantaje şi ce dezavantaje are dirijarea cu motoare submersibile?*
3. *În ce zonă este plasată dezaxarea la un motor de fund?*
4. *Care este dezaxarea maximă a motoarelor dezaxate?*

5. *Ce factori determină intensitatea de deviere realizată de un motor dezaxat?*
6. *În ce constă un sistem de dirijare rotary? Ce sisteme există? Ce avantaje au ele faţă de sistemul cu motoare dezaxate?*
7. *Ce avantaje are forajul cu tubing înfăşurat pe tobă? Când este utilizabil?*
8. *Se poate iniţia devierea unei sonde de la verticală cu stabilizatori?*
9. *Cum este alcătuit un ansamblu de fund cu stabilizatori pentru menţinerea direcţiei găurii de sondă?*
10. *La ce distanţă de sapă se montează primul stabilizator pentru a folosi efectul de pendul?*
11. *Ce tipuri de stabilizatori se folosesc în roci slabe? Dar în cele tari?*
12. *Când se folosesc instalaţiile capabile să foreze înclinat de la suprafaţă?*
13. *Ce metode de dirijare pot fi folosite la iniţierea devierii unei sonde?*
14. *Când sunt recomandabile instalaţiile care pot fora înclinat de la suprafaţă?*
15. *Cum se clasifică sondele din punctul de vedere al intensităţilor de deviere pe intervalele curbate?*

Referinţe bibliografice

1. Abdel-Ghany, M. A. *et al.*: *New Technology Application, Radial Drilling Petrobel, First Well in Egypt*, 10th Offshore Mediterranean Conference and Exhibition, Ravenna, Italy, 23 – 25 March 2011, SPE 2011-163.
2. Al-Hady, A. S. *et al.*: *Ultra Short Radius Drilling Trials in PDO*, Middle East Oil Show & Conference, Bahrain, 9 – 12 June 2003, SPE 81 410.
3. Azizov, A. *et al.*: *Optimized Steerable Motor Design Overcomes Drilling Challenges in the Fayetteville Shale Unconventional Play*, Middle East Unconventional Gas Conference and Exhibition, Abu Dhabi, UAE, 23 – 25 January 2012, SPE 151 135.
4. Barr, J. D. *et al.*: *Steerable Rotary Drilling With an Experimental System*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 28 February – 2 March 1995, SPE 29 382.
5. Cassee, U. *et al.*: *True Hybrid Operations Combining Coiled-Tubing Drilling and Conventional Rig Workover Techiques and Practices*, SPE Drilling & Completion, December 2006, p. 248 – 253. (SPE 92 207).
6. Choudhary, A. *et al.*: *Hybrid Drilling with Rotating Coiled Tubing*, Western and Pacific Section AAPG Joint Meeting, Bakersfield, California, USA, 31 March – 2 April 2008, SPE 112 888.
7. Cinelli, S. D., Kamel, A. H.: *Novel Technique to Drill Horizontal Laterals Revitalizes Aging Field*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands 5 – 7 March 2013, SPE/IADC 163 405.
8. Davila, W. *et al.*: *Overcoming Drilling Challenges in the Marcellus Unconventional Shale Play Using a New Steerable Motor with Optimized Design*, European Uncon-

ventional Resources Conference and Exhibition, Vienna, Austria, 20 – 22 March 2012, SPE 151 132.

9. Donati, F. *et al.*: *Innovative Rotary Closed Loop System – Engineering Concept Proven by Extensive Field Application in the Adriatic Sea*, Drilling Conference, Dallas, Texas, USA, 3 – 6 March 1998, IADC/SPE 39 328.

10. Dow, M. *et al.*: *Introduction of a Modified Rotary Steerable System in Papua New Guinea Improves Drilling Performance in Poor Quality Wellbores with Tectonic Breakout*, Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition, Jakarta, Indonesia, 20 – 22 September 2011, SPE 147 809.

11. Ehtesham, A. *et al.*: *Coiled Tubing and Jointed Tubing Hybrid-String Well Intervention: Design, Testing and Case History*, Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition, Jakarta, Indonesia, 20 – 22 September 2011, SPE 145 793.

12. Hampton Fowler, S. *et al.*: *Coiled-Tubing Technologies Improve Shale-Play Development Efficiencies,* Offshore Europe Oil and Gas Conference and Exhibition, Aberdeen, U. K., 6 – 8 September 2011, SPE 146 077.

13. Hawkins, R. *et al.*: *Design, Development, and Field Testing of a High-Dogleg Slim-Hole Rotary Steerable System*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 5 – 7 March 2013, SPE/IADC 163 472.

14. Hummes, O. *et al.*: *Evolution of High Build-Rate RSS Changes the Approach to Unconventional Oil and Gas Drilling*, Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 30 October – 2 November 2011, SPE 147 455.

15. Janwadkar, S. *et al.*: *Innovative Design Rotary Steerable Technologies Overcome Challenges of Complex Well Profiles in a Fast Growing Unconventional Resourse – Woodford Shale,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 17 – 19 March 2009, SPE/IADC 119 959.

16. Jones, S. *et al.*: *Results from Systematic Rotary-Steerable Testing with PDC Drill-Bits Depict the Optimal Balance between Stability, Steearability and Borehole Quality,* Drilling Conference, Orlando, Florida, USA, 4 – 6 March 2008, IADC/SPE 112 579

17. Jones, A. *et al.*: *Optimized Steerable Motor Design Overcomes Drilling Challenges in Marcellus Shale Unconventionaly Play*, Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 131.

18. Kellas, R. *et al.*: *New 4 3/4″ Rotary Steerable System Is Combined with a Performance Drilling Motor to Reduce Risks Associated While Rotary Drilling With Small-Diameter Pipe,* Middle East Drilling Technology Conference & Exibition, Dubai, UAE, 12 – 14 September 2005, SPE/IADC 97 422.

19. Kozlov, A. *et al.*: *Next Generation Technologies for Underbalanced Coiled Tubing Drilling,* SPE Deep Gas Conference and Exhibition, Manama, Bahrain, 24 – 26 January 2010, SPE 132 084.

20. Lawrence, L. *et al.*: *Steerable Motor with Integrated Adjustable Gauge Stabiliser Provides Improved Directional Drilling Performance in the Middle-East,* SPE Middle East Oil Show, Bahrain, 17 – 20 March 2001, SPE 68 088.

21. Lawrence, L. *et al.*: *Adjustable-gauge stabilizer in motor provides greater inclination control,* Oil & Gas Journal, February 18, 2002, p. 37 – 41.

22. Lines, L. A. *et al.*: *Exploration of the Interaction between Drill Bit Gauge Profile and Point-The-Bit Rotary Steerable Systems,* Drilling Conference and Exhibition, Am-

sterdam, The Netherlands,1 – 3 March 2011, SPE/IADC 140 069.

23. McCormick, J. E. *et al.*: *Adjustable Gauge Stabilizer and Torque and Drag Reduction Tools Reduce Overall Drilling Times by at Least 20%: A Case Study,* Middle East Oil and Gas Show and Conference, Manama, Bahrain, 26 – 28 September 2011, SPE 146 713.

24. McNeil, F. *et al.*: *Innovative Method of Gas Shale Well Intervention with Coiled Tubing/Jointed Tubing Hybrid String,* Annual Technical Conference and Exibition Denver, Colorado, USA, 30 October – 2 November 2011, SPE 146 413.

25. Menand, S. *et al.*: *PDC Bit Steerability Modeling and Testing for Push-the-bit and Point-the-bit RSS*, Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 283.

26. Miller, H., Osmak, G. M.: *MacKay River SAGD Project Benefits From New Slant Rig Design*, Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 5 – 8 October 2003, SPE 84 582.

27. Njoku, J. C. *et al.*: *New Generation Rotary Steerable System and Pressure While Drilling Tool Extends the Benefits of Managed Pressure Drilling in the Gulf of Mexico*, Indian Oil and Gas Technical Conference and Exhibition, Mumbai, India, 4 – 6 March 2008, SPE 113 491.

28. Ochoa, D. *et al.*: *A Fit for Purpuse Combination of Positive Displacement Motor and Rotary Steerable Systems Delivers a Step Change in Drilling Optimization in Tomoporo Field: A West Venezuela Case Study,* Drilling Conference and Exihibition, Amsterdam, The Netherlands, 17 – 19 March 2009, SPE/IADC 119 428.

29. Okafor, Z. *et al.*: *Application of Tandem Rotary Steerable-Positive Displacement Motor Bottom Hole Assembly in Drilling Horizontal Wells: Case Study of Three Eastern Siberia Wells,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 140 241.

30. Pink, T. *et al.*: *Drilling With a Positive-Displacement Motor and Rotary-Steerable System on 31/2 in Coiled Tubing in the San Juan Basin*, SPE/ICoTA Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 20 – 21 March 2007, SPE 107 115.

31. Rahman, A. A. *et al.*: *Peninsular Malaysia Coiled-Tubing Case Study: Atypical Approach to on Unconventional Drilling Technique*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Tianjin, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 156 177.

32. Rønnau, H. -H. *et al.*: *Integration of a Performance Drilling Motor and a Rotary Steerable System Combines Benefits of Both Drilling Methods and Extends Drilling Envelopes*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 23 – 25 February 2005, SPE/IADC 91 810.

33. Ross, M. *et al.*: *Rib-Steered Motor Technology: The Revolutionary Approach Extends the Coiled Tubing Drilling Application Scope*, SPE/ICoTA Coiled Tubing Well Intervention Conference & Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 27 – 28 March 2012, SPE 153 573.

34. Rushford, J. D.: *Slant-Drilling Performance and Rig Design in Canada*, SPE Drilling & Completion, December 1993, p. 239 – 245.

35. Ruszka, J.: *Integrating a High Speed Rotary Steerable System with a High Power Drilling Motor,* World Oil Magazine, April 2005, p. 6 – 17.

36. S t r o u d , D. *e t a l.*: *Development of the Industry´s First Slimhole Point-the-Bit Rotary Steerable System*, Annual Technical Conference and Exhibition, Denver Colorado, USA, 5 – 8 October 2003, SPE 84 449.

37. S t r o u d , D. *e t a l.*: *Roller Reamer Fulcrum in Point-The-Bit Rotary Steerable System Reduces Stick-Slip and Backward Whirl*, Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 603.

38. S u g i u r a , J., J o n e s , S.: *The Use of the Industry´s First 3-D Mechanical Caliper Image While Drilling Leads to Optimized Rotary-Steerable Assemblies in Push- and Point -the-Bit Configurations,* Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 21 – 24 September 2008, SPE 115 395.

39. S u g i u r a , J. *e t a l.*: *Downhole Steering Automation and New Survey Measurement Method Significantly Improves High-Dogleg Rotary Steerable System Performance*, Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 2 September – 2 October 2013, SPE 166 165.

40. V e n h a u s , D. E. *e t a l.*: *Overwiew of the Kuparuk CTD Program and Recent Record-Setting Operations,* SPE/ICoTA Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exibition, The Woodlands, Texas, USA, 4 – 5 April 2006, SPE 100 210.

41. W a r r e n , T. M. *e t a l.*: *Short-Radius Lateral Drilling System*, Journal of Petroleum Technology, February 1993, p. 108 – 115. (SPE 24 611).

6

TEHNOLOGIA DE DIRIJARE

În mare măsură, tehnologia de dirijare a sondelor a fost descrisă în capitolul anterior, împreună cu metodele şi mijloacele respective. Aici sunt reţinute doar câteva probleme comune acestor metode, referitoare la orientarea dispozitivelor de deviere la talpa sondei şi la tehnologia efectivă de dirijare.

1. Poziţia deviatorului la talpa sondei

O problemă ce trebuie rezolvată la dirijarea unei sonde este următoarea: ce poziţie trebuie să aibă deviatorul la talpă, mai exact în ce direcţie trebuie orientată faţa lui de acţiune (dezaxarea motorului, direcţia forţei laterale sau a înclinării sapei la sistemele de dirijare rotary, jgheabul penei, direcţia jetului eroziv) pentru ca sonda să urmeze traseul proiectat sau, în cazul că s-a abătut de la el, să atingă totuşi ţinta dorită: un domeniu geometric impus prin proiect?

Să presupunem că talpa sondei, la un moment dat, se află în punctul A (fig.1), ale cărui coordonate spaţiale faţă de gura sondei – calculate cu ajutorul măsurătorilor de deviere până în acel punct – sunt:

N_A – deplasarea pe orizontală în direcţia nord;

E_A – deplasarea pe orizontală în direcţia est;

V_A – adâncimea pe verticală.

Locaţia subterană a ţintei este punctul T, de coordonate:

N_T – deplasarea pe orizontală în direcţia nord;

E_T – deplasarea pe orizontală în direcţia est;

V_T – adâncimea pe verticală.

Dacă în punctul A axa sapei coincide cu axa sondei şi nu există nici o forţă – naturală sau artificială – care să împingă sapa lateral, sonda îşi va păstra direcţia din punctul A (tangenta la axa sondei în acest punct), definită prin înclinarea α_1 şi azimutul ω_1. La adâncimea pe verticală a ţintei, sonda va ajunge în punctul T', de coordonate $E_{T'}$, $N_{T'}$, $V_{T'}$, cu $V_{T'} = V_T$.

Coordonatele punctului T' pot fi calculate:

$$N_{T'} = N_A + (V_T - V_A)\mathrm{tg}\alpha_1 \cos\omega_1 , \tag{1}$$

$$E_{T'} = E_A + (V_T - V_A)\mathrm{tg}\alpha_1 \sin\omega_1 . \tag{2}$$

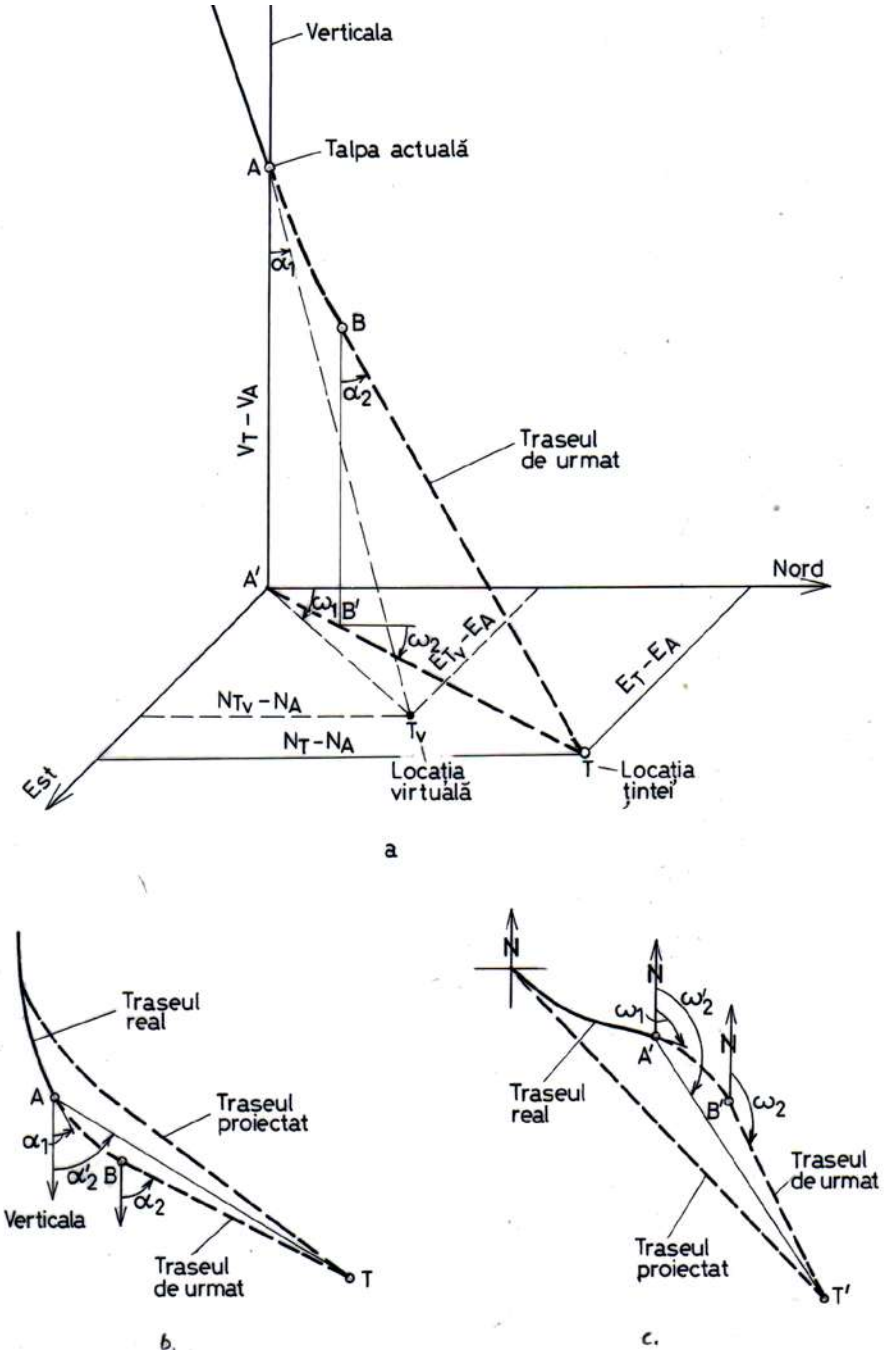

Fig. 1. *Corectarea direcţiei găurii de sondă:*
a – în spaţiu; b – în plan vertical; c – în plan orizontal.

Distanţa dintre cele două puncte, aflate în acelaşi plan orizontal,

$$TT' = \sqrt{(N_T - N_{T'})^2 + (E_T - E_{T'})^2}. \quad (3)$$

Dacă punctul *T′* nu se află în interiorul ţintei, traseul sondei trebuie modificat. Nu este convenabil, din punct de vedere practic, ca sonda să se dirijeze cu un dispozitiv de deviere pe întreaga distanţă *AT*, ci doar pe un interval mai scurt *AB*, cu o anumită intensitate de deviere. Din punctul *B*, direcţia sondei poate fi menţinută constantă până la locaţia ţintei *T* eventual rotary cu un ansamblu stabilizat. Direcţia *BT* este definită de înclinarea α_2 şi azimutul ω_2 (fig. 1, *a*).

Dacă se impune o anumită intensitate de deviere pe intervalul *AB* (sau raza de curbură a arcului de cerc *AB*) se pot determina, eventual grafic, lungimea acestui interval şi parametrii direcţiei *BT*, înclinarea α_2 (fig. 1, *b*) şi azimutulω_2 (fig. 1, *c*). Aceştia din urmă pot fi consideraţi aproximativ egali (exceptând situaţia când sonda s-a abătut prea mult de la direcţia proiectată şi intervalul *AB* este lung) cu cei ai direcţiei *AT*, α'_2, respectiv ω'_2, mai uşor de stabilit. Astfel:

$$\operatorname{tg}\ \alpha'_2 = \frac{\sqrt{(N_T - N_A)^2 + (E_T - E_A)^2}}{V_T - V_A}, \quad (4)$$

$$\operatorname{tg}\omega'_2 = \frac{E_T - E_A}{N_T - N_A}. \quad (5)$$

Interesează orientarea spaţială a dispozitivului de deviere în punctul *A* pentru ca în punctul *B* sonda să aibă parametrii spaţiali doriţi: α_2 şi ω_2. Unghiul de orientare al deviatorului este determinat de direcţia sondei la începutul intervalului dirijat şi de cea de la sfârşitul ei, dar este afectat şi de alţi factori: tendinţa de deviere naturală, unghiul de răsucire a garniturii. Prin unghi de orientare a deviatorului se înţelege unghiul dintre planul vertical în care deviază sonda, în punctul de orientare, şi planul de acţiune al deviatorului. Se va nota cu ω_d.

Pentru început să facem abstracţie de tendinţa naturală de deviere şi de răsucirea garniturii după începerea avansării (v. par. 2).

Dacă este necesară doar o creştere a înclinării sondei, fără schimbarea azimutului, deviatorul se orientează cu faţa de acţiune pe direcţia sondei: $\omega_d = 0$. Când este necesară doar o scădere a înclinării, deviatorul se orientează în sens contrar faţă de direcţia sondei: $\omega_d = 180^o$. Dacă trebuie modificat numai azimutul, spre dreapta ori spre stânga, deviatorul se orientează aproximativ la 90^o, respectiv la 270^o. Când trebuie schimbate şi înclinarea, şi azimutul, problema devine mai complicată.

Adeseori, problema este inversă: ce valori vor avea înclinarea şi azimutul sondei, după forarea unui anumit interval, dacă deviatorul a fost orientat într-o anumită direcţie?

Fie: θ – unghiul dintre direcţia iniţială a sondei, în punctul *A*, şi cea finală, din punctul *B* (unghiul total de deviere);

Δω – variaţia azimutului între cele două puncte: $\omega_2 - \omega_1$;

ω″ – suplimentul unghiului de orientare format de planul de acţiune a deviatorului şi planul apsidal în punctul *B:* $\omega'' = \pi - \omega_d$ (fig. 2).

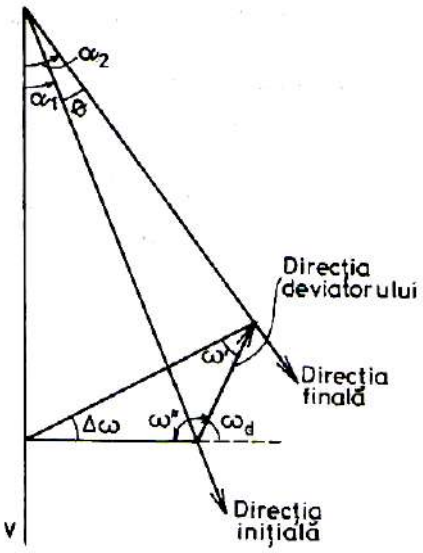

Fig. 2. *Poziţia de lucru a deviatorului.*

S-a remarcat în capitolul 1 că unghiurile de înclinare α_1 şi α_2 împreună cu unghiul total de deviere θ pot fi considerate laturile unui triunghi sferic, iar unghiurile de orientare Δω, ω′ şi ω″ – unghiurile sferice (unghiurile dintre tangentele la laturile triunghiului în vârfurile lui).

În afara teoremei cosinusurilor, amintită deja în capitolul 1,

$$\cos\theta = \cos\alpha_1 \cos\alpha_2 + \sin\alpha_1 \sin\alpha_2 \cos\Delta\omega, \tag{6}$$

se menţionează şi teorema sinusurilor din trigonometria sferică

$$\frac{\sin\alpha_1}{\sin\omega'} = \frac{\sin\alpha_2}{\sin\omega''} = \frac{\sin\theta}{\sin\Delta\omega}. \tag{7}$$

În formula (6), laturile α_1, α_2 şi θ, împreună cu unghiurile opuse lor ω′, ω″ şi Δω pot fi permutate.

Cu cele două teoreme se poate rezolva orice problemă de dirijare, fără să fie necesare construcţii spaţiale complicate.

În afara celor două probleme puse mai sus, pot fi şi alte situaţii, care implică aceiaşi parametri. Ele vor fi sintetizate mai jos. În toate situaţiile sunt presupuse cunoscute înclinarea α_1 şi azimutul ω_1 în punctul iniţial.

1. Se impun înclinarea α_2 şi azimutul ω_2 la sfârşitul operaţiei sau a intervalului ce interesează, cu alte cuvinte direcţia de interceptare a ţintei. Se cer: orientarea deviatorului ω_d şi unghiul total de deviere θ. În funcţie de mărimea acestuia şi de intensitatea de deviere realizabilă $i_d = \theta/\Delta L$, se determină lungimea intervalului necesară pentru schimbarea dorită ΔL. Dacă se cunosc valorile α_2 şi ω_2 măsurate după forajul unui interval ΔL, se cer: orientarea efectivă a deviatoruluiω$_d$, unghiul total de deviere θ şi intensitatea medie de deviere i_d.

O sondă deviază şi în absenţa unui deviator, din cauza modului de lucru a sapei, a comportării ansamblului de fund şi a anizotropiei rocilor. Se calculează, de obicei, şi în acest caz, o poziţie fictivă a acestuia, pentru a cunoaşte tendinţa de deviere a sondei în condiţiile date (*borehole tool face*).

Practic, trebuie rezolvat un triunghi sferic în care se cunosc două laturi, α_1 şi α_2, şi unghiul dintre ele, $\Delta\omega$ (fig. 3, *a*).

2. Sunt cunoscute orientarea deviatorului ω_d, intensitatea de deviere realizabilă i_d şi lungimea intervalului ΔL. Se cer: înclinarea α_2 şi orientarea ω_2 la sfârşitul intervalului.

Se rezolvă un triunghi sferic în care se cunosc tot două laturi, α_1 şi θ ($\theta = i_d\Delta L$), şi unghiul dintre ele ω'' ($\omega''= \pi - \omega_d$) – figura 3, *b*.

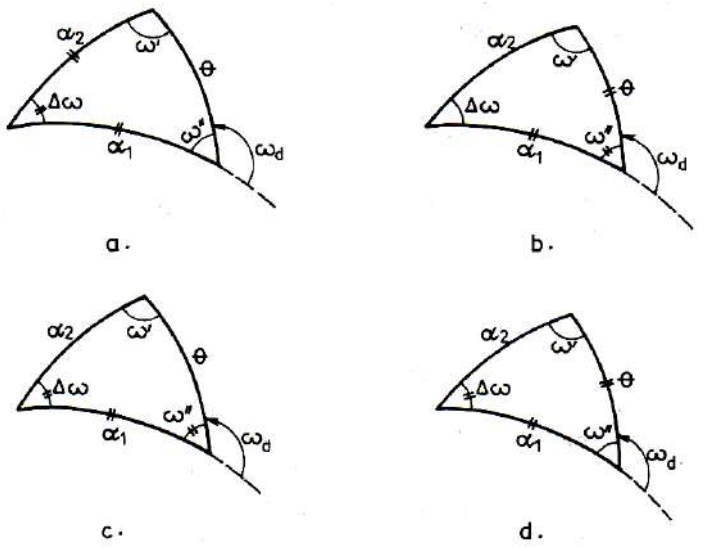

Fig. 3. *Situaţii de dirijare a sondelor:*
a – se cunosc α_1, ω_1, α_2, ω_2 *şi* i_d; *se cer* ω_d *şi* ΔL;
b – se cunosc α_1, ω_1, ω_d, i_d *şi* ΔL ; *se cer* α_2 *şi* ω_2;
c – se cunosc α_1, ω_1, ω_2, ω_d *şi* i_d; *se cer* ΔL *şi* α_2;
d – se cunosc α_1, ω_1, ω_2, i_d *şi* ΔL; *se cer* ω_d *şi* α_2.

3. Sunt date orientarea deviatorului ω_d, intensitatea de deviere realizabilă i_d şi schimbarea de azimut necesară $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1$. Se cer lungimea intervalului pe care trebuie menţinut acel deviator şi înclinarea finală a sondei.

Se rezolvă un triunghi sferic în care se cunosc două unghiuri, $\Delta\omega$ şi ω'', şi latura dintre ele, α_1 (fig. 3, *c*).

Problema are sens numai dacă $\Delta\omega \neq 0$ şi deviatorul este orientat astfel încât noua direcţie să fie posibilă.

4. Se cunosc intensitatea de deviere realizabilă i_d, lungimea intervalului ΔL şi azimutul sondei la sfârşitul intervalului. Se determină orientarea deviatorului ω_d şi înclinarea finală a sondei α_2.

Se rezolvă un triunghi sferic cu două laturi cunoscute, α_1 şi θ, şi unghiul alăturat uneia dintre ele $\Delta\omega$ (fig. 3, *d*).

Rezumându-ne la situaţia cea mai frecventă când $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1 < \pi/2$, din teorema sinusurilor rezultă:

$$\sin\omega' = \frac{\sin\alpha_1}{\sin\theta}\sin\Delta\omega. \tag{8}$$

Dacă

$$\left|\frac{\sin\alpha_1}{\sin\theta}\sin\Delta\omega\right| < 1, \tag{9}$$

problema are două soluţii: ω', α'_2 şi ω'_d, respectiv $\pi - \omega'$, α''_2 şi α''_d. Acelaşi azimut, dar cu înclinări diferite, se obţine orientând deviatorul după direcţia ω'_d sau ω''_d. Se alege soluţia convenabilă.

Când

$$\left|\frac{\sin\alpha_1}{\sin\theta}\sin\Delta\omega\right| = 1, \tag{10}$$

problema are o singură soluţie: triunghiul sferic este dreptunghic. Schimbarea de azimut este maximă.

Dacă

$$\left|\frac{\sin\alpha_1}{\sin\theta}\sin\Delta\omega\right| > 1, \tag{11}$$

problema nu are soluţie. Cu deviatorul avut la dispoziţie sau pe intervalul propus nu se poate obţine schimbarea de azimut dorită. Este necesar un dispozitiv cu unghiul de deflecţie mai mare ori un interval mai lung.

Se pot dezvolta formule pentru toate situaţiile de mai sus.

Când laturile triunghiului sferic α_1, α_2 şi θ sunt relativ mici, sub 30 – 40°, triunghiul sferic poate fi asimilat cu unul plan. În această situaţie, teoremele (6) şi (7) se reduc la cele cunoscute din trigonometria plană:

– teorema cosinusului

$$\theta^2 = \alpha_1^2 + \alpha_2^2 - 2\alpha_1\alpha_2\cos\Delta\omega, \tag{12}$$

– teorema sinusurilor

$$\frac{\alpha_1}{\sin\omega'} = \frac{\alpha_2}{\sin\omega''} = \frac{\theta}{\sin\Delta\omega}. \tag{13}$$

Diversele probleme de dirijare pot fi rezolvate acum cu relaţiile cunoscute din trigonometria plană.

Există, pentru acest caz simplificat, şi o construcţie grafică plană (fig. 4).

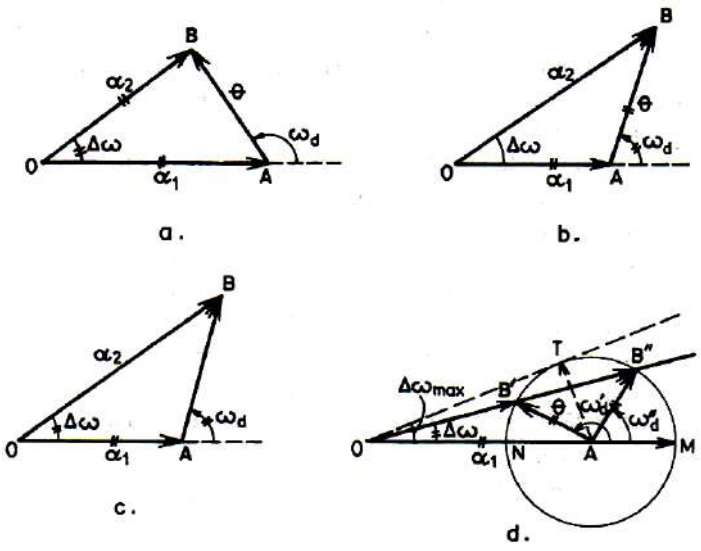

Fig. 4. *Dirijarea sondelor în aproximaţia plană*:
a, b, c, d: aceleaşi situaţii ca în figura 3.

Dintr-un punct oarecare *O*, se duce un vector $\overline{OA}$, care – la o anumită scară – are mărimea egală cu înclinarea iniţială α_1.

În continuare, construcţia este determinată de problema ce urmează să fie rezolvată. Revenim la cele patru situaţii de mai sus.

1. Sunt impuse înclinarea α_2 şi azimutul ω_2 la sfârşitul intervalului dirijat.

Din punctul *O*, se duce vectorul $\overline{OB}$ cu lungimea α_2 orientat faţă de vectorul $\overline{OA}$ cu unghiul $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1$ (spre stânga dacă $\omega_2 < \omega_1$ şi spre dreapta dacă

$\omega_2 > \omega_1$). Unind cei doi vectori se obţine vectorul $\overline{AB}$ (fig. 4, *a*). Acesta are lungimea egală cu unghiul total de deviere θ şi orientarea – faţă de direcţia iniţială – egală cu ω_d. Cele două mărimi, θ şi ω_d, se citesc grafic.

2. Sunt cunoscute orientarea deviatorului ω_d şi unghiul total de deviere θ. Din vârful vectorului $\overline{OA}$, cu unghiul ω_d faţă de direcţia lui $\overline{OA}$, se duce un vector $\overline{AB}$ a cărui mărime este egală cu θ (fig. 4, *b*). Unind punctele *O* şi *B* se obţine vectorul $\overline{OB}$ cu mărimea α_2 şi orientarea $\Delta\omega$ faţă de vectorul $\overline{OA}$.

3. Sunt date orientarea deviatorului ω_d şi schimbarea de azimut necesară $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1$. Din vârful vectorului $\overline{OA}$ se duce o dreaptă cu orientarea ω_d, iar din punctul *O* o dreaptă cu orientarea $\Delta\omega$ (fig. 4, *c*). Cele două drepte se intersectează în punctul *B*: rezultă vectorii $\overline{AB}$ şi $\overline{OB}$. Primul are mărimea θ, iar al doilea mărimea α_2.

4. Sunt impuse unghiul total de deviere θ şi azimutul sondei la sfârşitul intervalului dirijat ω_2. Din punctul *O* se duce o dreaptă cu orientarea $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1$, iar din punctul *A* un cerc cu raza egală cu θ (fig. 4, *d*).

Dacă acesta din urmă taie dreapta, problema are două soluţii: $OB' = \alpha'_2$ şi $OB'' = \alpha''_2$. Orientarea deviatorului va fi ω'_d , respectiv ω''_d. Dacă este dorită o scădere a înclinării se alege prima soluţie, iar dacă este necesară o creştere a înclinării se alege a doua soluţie.

Dacă dreapta *OB* este tangentă la cerc, în punctul *T*, există o singură soluţie: $\alpha_2 = OT$. Schimbarea de azimut este maximă: $\Delta\omega_{max}$.

Când dreapta *OB* nu taie cercul, problema nu are soluţie. Trebuie mărit unghiul θ: fie se utilizează un deviator cu unghiul de deflecţie mai mare, pentru a creşte intensitatea de deviere, fie se măreşte lungimea intervalului pe care schimbarea dorită se poate realiza.

Cu ajutorul construcţiei din figura 4, *d* pot fi ilustrate şi două situaţii mai simple, în care azimutul se păstrează neschimbat: dacă trebuie mărită înclinarea, deviatorul se orientează pe direcţia iniţială: $\omega_d = 0$ şi $\alpha_2 = \alpha_1 + \theta$ ($\overline{OM}$); dacă înclinarea trebuie micşorată, el se aşază în direcţia opusă celei pe care o are sonda: $\omega_d = \pi$ şi $\alpha_2 = \alpha_1 - \theta$ ($\overline{ON}$).

Exemplul 1. Să se stabilească orientarea deviatorului şi intensitatea de deviere astfel încât înclinarea unei sonde să crească de la 20^o la 30^o, iar azimutul să se reducă de la 140^o la 120^o pe un interval de 100 m.

Soluţie. Ne aflăm în cazul 1: sunt date α_1, α_2 şi $\Delta\omega$; se cer θ şi ω_d (fig. 5).

Din teorema cosinusurilor

$$\cos\theta = \cos 20^o \cos 30^o + \sin 20^o \sin 30^o \cos(120^o - 140^o) = 0{,}9744945,$$

de unde $\theta = 12{,}968^o$.

Intensitatea de deviere medie trebuie să fie $12{,}968^o/100$ m $\approx 1{,}30^o/10$ m.

Din teorema sinusurilor

$$\sin\omega'' = \frac{\sin\alpha_2}{\sin\theta}\sin\Delta\omega = \frac{\sin 30^o}{\sin 12{,}968^o}\sin\left(120^o - 140^o\right) = 0{,}7620394\,,$$

ecuaţie care are două soluţii între 0^o şi 360^o: $\omega'' = 49{,}644^o$ şi $\omega'' = 180 - 49{,}644 = 130{,}356^o$.

Soluţia care interesează $\omega'' = 130{,}356^o$, iar $\omega_d = 49{,}644^o \approx 50^o$ (pentru ca înclinarea să crească unghiul ω_d trebuie să fie ascuţit, de aceea s-a ales soluţia respectivă).

Dacă se acceptă aproximaţia plană, din formula (12):

$$\theta^2 = 20^2 + 30^2 - 2\cdot 20\cdot 30\cos(120^o - 140^o) = 172{,}3689,$$

de unde $\theta \approx 13{,}1289^o$, iar $i_d \approx 1{,}31^o/10$ m.

Din formula (13), rezultă:

$$\sin\omega'' = \frac{\alpha_2}{\theta}\sin\Delta\omega = \frac{30}{13{,}1289}\sin\left(120^o - 140^o\right) = 0{,}781528,$$

ecuaţie cu două soluţii: $51{,}4^o$ şi $128{,}6^o$. Cea convenabilă este $128{,}6^o$, pentru că ω_d trebuie să fie ascuţit: $51{,}4^o$ (fig. 5). Deviatorul este orientat spre stânga (azimutul scade de la 140^o la 120^o).

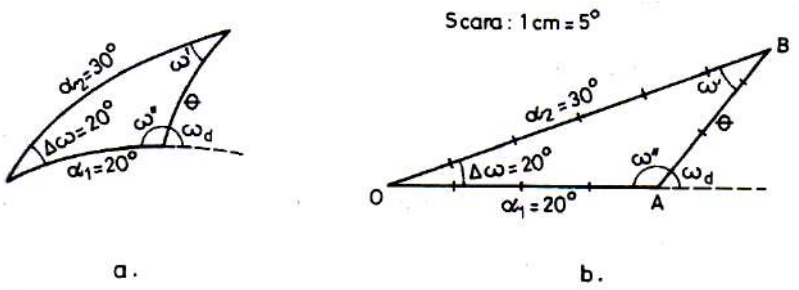

Fig. 5. *Exemplul 1:*
a – soluţia exactă; b – aproximaţia plană.

Soluţia aproximativă este apropiată de cea exactă. Având în vedere precizia datelor de deviere şi a celei de orientare a dispozitivului de deviere, se poate accepta $\omega_d \approx 50^o$ şi $i_d \approx 1{,}3^o/10$ m.

În figura 5, *b*, problema este rezolvată grafic. La o anumită scară, în cazul de faţă 1 cm semnifică 5^o, se trasează segmentul de dreaptă *OA* corespunzător înclinării $\alpha_1 = 20^o$. Apoi, la $\Delta\omega = 140^o - 120^o$, se desenează segmentul de dreaptă *OB* corespunzător înclinării $\alpha_2 = 30^o$. Se unesc punctele *A* şi *B* şi se citesc: $AB = \theta = 13^o$ ($i_d = 1{,}3^o/10$ m) şi unghiul de orientare a deviatorului $\omega_d \approx 50^o$.

La un unghi de deviere dat (prin intensitatea de deviere admisibilă şi lungimea intervalului), schimbările de înclinare şi de azimut sunt limitate. La înclinări mici sunt posibile schimbări de azimut mai mari. De aceea este de dorit să se facă schimbarea de direcţie la înclinări reduse. La înclinări mari este nevoie de intervale mai lungi, dacă se limitează intensitatea de deviere.

Schimbările de înclinare maxime se pot obţine când se păstrează azimutul.

Potrivit unei reguli practice, schimbarea maximă de azimut $i_\omega = 60/\alpha$, cu i_ω în grade/10 m şi α, înclinarea sondei, în grade.

În sonde orizontale, variaţia de azimut este egală cu unghiul total de deviere.

2. Corectarea poziţiei deviatorului

2.1. Compensarea unghiului de răsucire a garniturii de foraj

În timpul forajului, sub acţiunea momentului reactiv al motorului submersibil, garnitura de foraj se răsuceşte spre stânga cu un anumit unghi. Această răsucire trebuie compensată înainte să înceapă avansarea: garnitura trebuie rotită spre dreapta cu un unghi egal cu cel de răsucire, astfel încât, în timpul forajului, faţa de acţiune a deviatorului să se afle în direcţia dorită. Problema se pune atunci când deviatorul se orientează în condiţii statice, cu garnitura nesprijinită pe talpă. Dacă poziţia deviatorului este stabilită în timpul forajului – când garnitura este deja răsucită –, nu este nevoie să se cunoască unghiul de răsucire, dar, la menţinerea poziţiei deviatorului, trebuie ţinut seama de existenţa fenomenului.

Pentru sonde cu adâncimi mici şi înclinări reduse ($1 - 5^o$), unde frecările pot fi neglijate, unghiul de răsucire a garniturii formate din n tronsoane diferite (prăjini grele, prăjini intermediare, prăjini de foraj cu diametre sau grosimi de perete diferite), se calculează cu relaţia

$$\varphi = M_r \sum_{i=1}^{n} \frac{l_i}{G_i I_{pi}}, \tag{14}$$

în care: M_r este momentul reactiv al motorului;

l_i – lungimea tronsonului respectiv;

G_i – modulul de elasticitate transversal al materialului din tronsonul i);

I_{pi} – momentul de inerţie polar al secţiunii transversale a tronsonului i.

Unghiul de răsucire este mai mare la garnituri lungi şi elastice.

Momentul reactiv al motorului, egal cu cel generat de sapă, este dificil de evaluat. El este determinat de: diametrul, tipul, caracteristicile geometrice şi gradul de uzură ale sapei, rezistenţa rocii, apăsarea pe sapă, turaţie ş.a. Se poate accepta, cu destulă aproximaţie, momentul disponibil indicat de firma constructoare a motorului pentru regimul de lucru recomandat (debitul şi căderea de presiune în motor – la motoarele elicoidale).

Din cauza frecărilor dintre ansamblul de foraj şi pereţii găurii de sondă, momentul de torsiune nu rămâne constant: el se diminuează de la talpă spre suprafaţă, uneori chiar se anulează. Ca rezultat, unghiul de răsucire a garniturii este mai mic decât cel calculat cu formula (14).

Distribuţia momentelor forţelor de frecare statică de-a lungul sondei este determinată de: profilul spaţial al sondei, diametrul şi greutatea unitară a prăjinilor pe diverse tronsoane, coeficientul de frecare (diferit în zona tubată de cel din zona netubată), prezenţa racordurilor şi a stabilizatorilor, dezaxarea şi rigiditatea ansamblului de deviere ş.a. (v. cap. 7 şi 14).

Deoarece atât momentul reactiv al motorului, cât şi distribuţia momentelor de frecare nu sunt uşor de evaluat, unghiul de răsucire a garniturii se compen-

seazã de obicei pe baza experienţei de lucru cu un anumit motor şi regim de lucru, şi o anumitã garniturã de foraj, din aproape în aproape. Astfel, când începe un marş, pentru primele douã prãjini se aplicã o corecţie de 1 – 3°/100 m, mai mare la prãjini elastice (cu diametrul şi grosimea mici), garnituri lungi şi motoare puternice. Dupã ce sonda a avansat pe lungimea celor douã prãjini, se mãsoarã devierea ei şi, pãstrând aceleaşi condiţii tehnologice, se corecteazã poziţia deviatorului pentru ca sonda sã ia direcţia doritã.

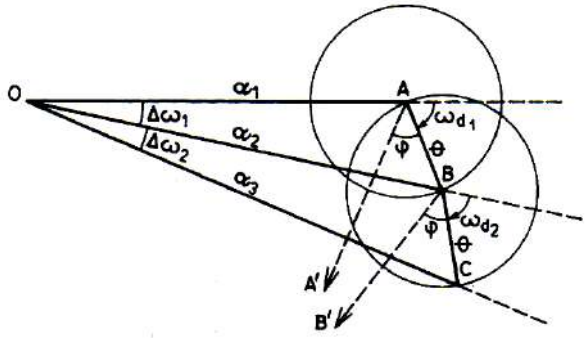

Fig. 6. *Stabilirea unghiului de răsucire a garniturii de foraj.*

Acceptând diagrama plană pentru orientarea deviatorului, să presupunem că, la începutul marşului, înclinarea sondei este *OA*, iar deviatorul este orientat deasupra tălpii în direcţia *AA'* (fig. 6). După ce s-a forat o lungime egală cu cea a primelor două prăjini, în punctul de măsurare – aflat deasupra motorului – s-a găsit înclinarea α_2 = *OB* şi azimutul modificat cu mărimea $\Delta\omega_1$. Aceasta înseamnă că direcţia sondei a fost schimbată cu unghiul θ = *AB,* orientarea reală a deviatorului a fost ω_{d1}, iar unghiul de răsucire a garniturii φ.

Valoarea lui φ se foloseşte pentru reorientarea deviatorului pe intervalul următor forat. Astfel, dacă se acceptă că intensitatea de deviere nu se modifică (pe un interval de lungime egal cu precedentul, schimbarea de direcţie rămâne egală cu θ) şi se doreşte o creştere a înclinării la valoarea α_3 (azimutul va creşte cu $\Delta\omega_2$), atunci deviatorul se orientează pe direcţia *BB'*, care face unghiul ω_{d2} + φ cu dreapta *OB*.

Este posibil ca valorile măsurate α_3 şi $\Delta\omega_2$ (din figură) să nu fie egale cu cele preconizate. Se remăsoară unghiul de răsucire şi, din aproape în aproape, se găseşte cea mai probabilă valoare pentru unghiul φ, în condiţiile date. Cum lungimea garniturii creşte, şi unghiul φ se măreşte uşor, ceea ce înseamnă că trebuie determinat cât mai des.

Când direcţia sondei se apropie de cea dorită, unghiul dintre direcţia de lucru a deviatorului şi cea a sondei se micşorează.

Este preferabil ca pe ultimele două, trei bucăţi de avansare, direcţia sondei să fie păstrată.

Exemplul 2. La adâncimea de 2000 m, o sondă trebuie să-şi micşoreze înclinarea de la 30° la 20° pe un interval de 120 m.

Simultan, azimutul trebuie mărit de la 200° la 225°.

Soluţie. Se acceptă soluţia aproximativă, plană (fig. 7, *a*). Pentru calculul unghiului total de deviere se foloseşte teorema cosinusului

$$\theta^2 = 30^2 + 20^2 - 2 \cdot 20 \cdot 30 \cos\left(225^\circ - 200^\circ\right) = 212{,}43\,,$$

de unde $\theta = 14{,}575^\circ$ şi $i_d = 14{,}575 \cdot 10/120 = 1{,}21^\circ/10$ m.

Din teorema sinusurilor se obţine ecuaţia

$$\sin\omega'' = \frac{20}{14{,}575}\sin 25^\circ = 0{,}5799221\,,$$

cu cele două soluţii: $\omega'' = 35{,}45^\circ$ şi $\omega'' = 144{,}55^\circ$. Convenabilă este prima soluţie, pentru că unghiul ω_d , suplimentul lui ω'', trebuie să fie obtuz, ca înclinarea să scadă. Se rotunjeşte la 35°.

Aşadar, orientarea deviatorului faţă de direcţia iniţială a sondei $\omega_d = 180^\circ - 35^\circ = 145^\circ$. Faţă de direcţia nordului, deviatorul se orientează la $200^\circ + 145^\circ = 345^\circ$.

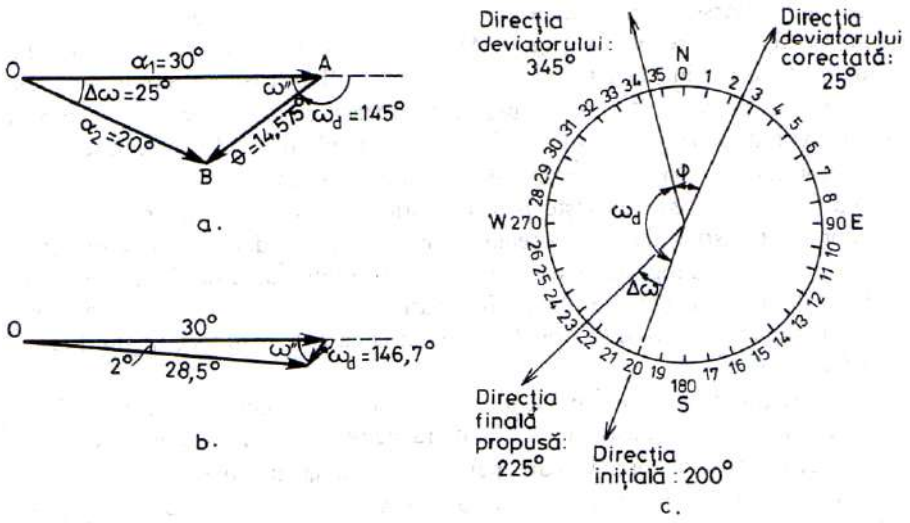

Fig. 7. *Exemplul 2.*

Se presupune că unghiul de răsucire a garniturii este de 2°/100 m, ceea ce înseamnă 40° pentru 2000 m. Înainte de a începe avansarea, deviatorul se orientează la 345° + 40° = 385°, adică la 25° faţă de direcţia nordului (fig. 7, *c*).

După ce s-a forat un interval egal cu lungimea a două prăjini (18 m), s-au măsurat parametrii sondei: $\alpha_2 = 28{,}5^\circ$ şi $\omega_2 = 202^\circ$ (fig. 7, *b*).

Unghiul total de deviere rezultă din relaţia

$$\theta^2 = 30^2 + 28{,}5^2 - 2 \cdot 30 \cdot 28{,}5 \cos\left(202^\circ - 200^\circ\right) = 3{,}29168\,,$$

de unde $\theta = 1{,}81^\circ$.

Dacă se acceptă că măsurătoarea s-a făcut la circa 9 m mai jos de talpa iniţială, înseamnă că intensitatea de deviere $i_d = 1{,}81 \cdot 10/9 \approx 2^o/10$ m.

Direcţia reală a deviatorului rezultă din relaţia

$$\sin\omega'' = \frac{28{,}5}{1{,}81}\sin\left(202^o - 200^o\right) = 0{,}5495224,$$

de unde $\omega'' = 33{,}3^o$ şi $\omega_d = 146{,}7^o$. Aceasta din urmă diferă uşor de cea calculată iniţial: 145^o.

Unghiul real de răsucire este: $385^o - 146{,}7^o - 200^o = 38{,}3^o$.

Având în vedere imprecizia măsurătorilor şi intervalul scurt forat, valorile calculate mai sus nu sunt certe. Pe măsură ce lungimea forată se măreşte, rezultatele vor fi mai sigure. Deocamdată, sigur este faptul că sonda înaintează în direcţia preconizată: înclinarea scade, iar azimutul se măreşte. Este necesar să se măsoare devierea sondei şi după următoarele bucăţi de avansare, iar calculele trebuie repetate.

2.2. Corectarea tendinţei de deviere laterală

Adeseori se manifestă o tendinţă de deviere laterală a sondei, spre stânga ori spre dreapta, faţă de direcţia de acţiune a deviatorului. Astfel, dacă deviatorul este orientat în direcţia *AT*, din cauza tendinţei de deviere spre dreapta sonda ajunge în punctul *T'*, în loc să intercepteze locaţia ţintei *T* (fig. 8, *a*).

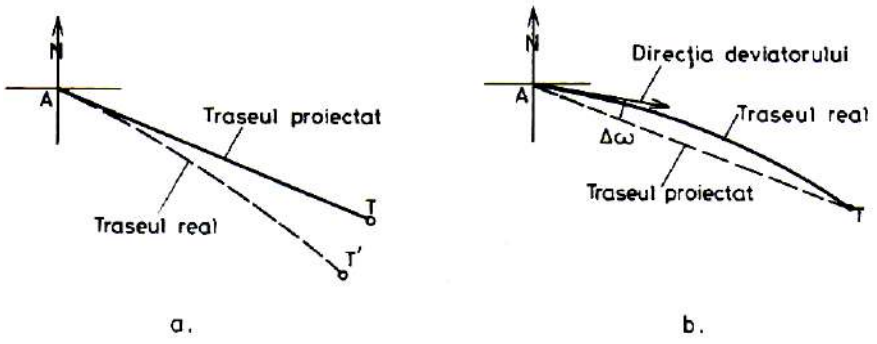

Fig. 8. *Tendinţa de deviere laterală a sondei:*
a – fără corectarea poziţiei deviatorului; b – cu corectarea poziţiei deviatorului.

După forajul mai multor sonde, tendinţa de deviere laterală într-o anumită zonă devine cunoscută. Ea este definită prin intensitatea de variaţie a azimutului

$$i_\omega = \frac{\Delta\omega}{\Delta L}, \qquad (15)$$

unde: $\Delta\omega$ este variaţia azimutului pe distanţa ΔL, măsurată de-a lungul sondei.

Cunoscând intensitatea de variaţie a azimutului i_ω se poate calcula corecţia de azimut ce trebuie aplicată încă de la începutul intervalului dirijat în sens invers, evitând corectarea periodică a azimutului (fig. 8, *b*):

$$\Delta\omega = i_{\omega}\Delta L. \tag{16}$$

Unghiul de corecţie $\Delta\omega$ are valori de ordinul $5 - 25^{o}$.

Exemplul 3. Din punctul de iniţiere a dirijării, o sondă se forează dirijat 500 m. Din experienţa locală, se ştie că, în zona respectivă, sondele deviază spre dreapta, intensitatea de variaţie a azimutului fiind în medie $0{,}2^{o}/10$ m. Să se calculeze unghiul de corecţie $\Delta\omega$.

Soluţie. Din formula (16), rezultă

$$\Delta\omega = \frac{0{,}2}{10}\cdot 500 = 10^{o}.$$

Deviatorul trebuie rotit spre stânga cu 10^{o} pentru a compensa efectul de deviere laterală.

3. Orientarea deviatorului la talpa sondei

A doua problemă specifică forajului dirijat o constituie orientarea efectivă a deviatorului, la talpa sondei, cu faţa de acţiune în direcţia dorită.

Exceptând cazurile când orientarea se face la adâncimi foarte mici, garnitura de foraj se introduce în sondă în mod obişnuit, fără a ţine seama de poziţia deviatorului montat la capătul ei inferior. El se orientează în direcţia dorită direct la talpă, rotind garnitura de foraj cu unghiul necesar. Acest lucru presupune:

– stabilirea poziţiei feţei de acţiune a deviatorului aflat la talpă în raport cu un plan de referinţă: planul vertical în care deviază sonda sau planul nordului magnetic;

– determinarea unghiului de rotire a garniturii, cu eventualele corecţii, pentru ca planul de acţiune a deviatorului să ajungă în direcţia dorită;

– rotirea garniturii, numai spre dreapta pentru a evita deşurubarea ei, cu unghiul calculat;

– verificarea poziţiei deviatorului.

Există două situaţii:

1. poziţia deviatorului se stabileşte cu aparate amovibile;
2. poziţia deviatorului se stabileşte cu ajutorul unui sistem MWD.

În prima situaţie, se introduce prin interiorul garniturii de foraj, cu cablu, un aparat care detectează şi înregistrează poziţia deviatorului în raport cu planul de referinţă. Poziţia respectivă devine cunoscută fie după extragerea aparatului şi prelucrarea datelor înregistrate, fie imediat, prin teletransmiterea datelor la suprafaţă. Operaţia de detectare a poziţiei poate fi repetată – pentru control şi corectarea direcţiei găurii de sondă – după adăugarea fiecărei prăjini ori pas de avansare sau ori de câte ori este nevoie.

A doua situaţie presupune prezenţa unui instrument deasupra deviatorului care să-i indice permanent poziţia la suprafaţă, inclusiv în timpul forajului. Acest instrument măsoară practic continuu şi parametrii spaţiali ai sondei – înclinarea şi azimutul –, ceea ce permite o dirijare precisă a sondei.

3.1. Stabilirea poziţiei deviatorului cu aparate amovibile

Se folosesc de regulă înclinometre obişnuite, magnetice sau giroscopice, lansate cu cablu prin prăjini, însoţite de unele dispozitive suplimentare de detectare a poziţiei deviatorului. Concomitent, ele măsoară şi parametrii găurii de sondă, înclinarea şi azimutul. Adeseori se utilizează aparate monopunct. Înclinometrele magnetice operează într-o prăjină grea amagnetică. Cele giroscopice pot lucra şi într-o prăjină grea obişnuită şi se utilizează îndeosebi când se frezează o fereastră într-o coloană de burlane (v. cap. 13).

Unul dintre magnetometrele montate transversal pe axa aparatului serveşte şi la orientarea deviatorului. În acest scop, instrumentul are o prelungire la capătul inferior prevăzută cu un sabot oblic, ca o potcoavă, cu o canelură care corespunde cu axa magnetometrului destinat orientării (v. fig. 9, *a*, cap. 2).

Deasupra deviatorului este montată o reducţie de orientare (fig. 9, *b*, cap. 2), prevăzută cu o bucşă în care se află montată o pană longitudinală (cheia reducţiei). După strângerea reducţiei, bucşa este rotită astfel ca pana să coincidă cu faţa de acţiune a deviatorului, apoi este fixată cu unul sau două şuruburi. Unele reducţii permit circulaţia în prezenţa instrumentului de măsurare (fig. 9, *c*, cap. 2).

Când sabotul înclinometrului atinge pana bucşei din reducţia de orientare, aparatul se roteşte datorită greutăţii lui şi înclinării potcoavei, şi pana pătrunde în canelura sabotului (pătrunderea este verificată electric ori prin amprenta lăsată pe un dop de plumb din canelură). În acest mod, înclinometrul se autoorientează: direcţia magnetometrului de orientare coincide cu faţa de acţiune a deviatorului.

3.2. Stabilirea poziţiei deviatorului cu sisteme MWD

Controlul permanent al poziţiei deviatorului, chiar în timpul forajului, cu un sistem MWD, constituie cea mai eficientă metodă de dirijare. Se elimină marşurile cu instrumente introduse cu cablu, sondele se dirijează pe un traseu apropiat de cel proiectat, evitând schimbările bruşte de direcţie şi eventualele corecţii ale traseului, se elimină corecţia pentru compensarea unghiului de răsucire a garniturii de foraj. Simultan se măsoară înclinarea şi azimutul sondei (v. cap. 2 şi 15).

Un sistem MWD presupune o aparatură deasupra deviatorului care stabileşte permanent poziţia deviatorului, înclinarea şi azimutul sondei, şi un canal de transmitere la suprafaţă a datelor măsurate. Sistemul de senzori este alcătuit, de regulă, din trei magnetometre şi trei accelerometre dispuse ortogonal. Unul dintre magnetometre şi accelerometre este aliniat cu axa prăjinii amagnetice în care sistemul se află, iar celelalte sunt montate pe două direcţii transversale.

Înainte de introducerea ansamblului de dirijare în sondă se stabileşte unghiul dintre planul vertical de acţiune a deviatorului şi planul vertical care conţine direcţia unui magnetometru transversal, direcţie marcată pe suprafaţa prăjinii în care este montat sistemul MWD. În sondă, direcţia magnetometrului de referinţă este determinată spaţial cu ajutorul componentelor măsurate de magnetometre şi accelerometre, ceea ce permite să se cunoască poziţia deviatorului [6].

La înclinări mici, sub 5^{o}, poziţia de lucru a deviatorului se determină în raport cu nordul magnetic, deoarece direcţia azimutală a sondei nu este bine definită. La înclinări mai mari, poziţia deviatorului se stabileşte gravitaţional (doar cu ajutorul accelerometrelor − vezi formula (15), cap. 2), în raport cu faţa de sus a sondei, într-un plan perpendicular pe axa ei, ceea ce este mai comod. Trecerea de la o modalitate la alta se face de obicei automat.

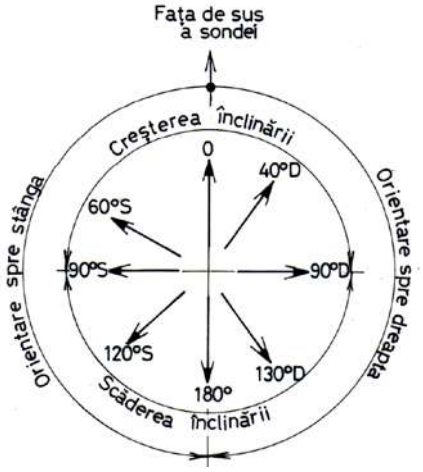

Fig. 9. *Orientarea deviatorului*
în raport cu faţa de sus a sondei.

Figura 9 prezintă schema de orientare a deviatorului în raport cu faţa de sus a sondei. Pentru a obţine o creştere a azimutului simultan cu o creştere a înclinării, deviatorul va fi orientat spre dreapta cu un unghi cuprins între 0 şi 90^{o}, iar pentru o scădere a înclinării unghiul de orientare va fi între 90^{o} şi 180^{o}; creşterea maximă a azimutului se obţine la o orientare spre dreapta cu 90^{o}. Pentru o scădere a azimutului, deviatorul se orientează spre stânga.

O schemă similară se foloseşte şi pentru orientarea faţă de nordul magnetic.

4. Controlul traseului unei sonde

Inginerul de dirijare urmăreşte traseul unei sonde monitorizând datele de deviere ale sondei – adâncimea, înclinarea şi azimutul –, cu care se calculează coordonatele carteziene de-a lungul sondei, adâncimea pe verticală, deplasarea pe direcţia nord şi cea pe direcţia est, precum şi intensitatea de deviere. Datele de deviere sunt obţinute în mod continuu, cu sisteme MWD, sau prin măsurători în anumite staţii cu aparate introduse cu cablu prin prăjini.

Două sunt metodele principale de dirijare a sondelor:

– cu motoare submersibile;

– cu sisteme de dirijare rotary.

În ambele cazuri, traseul urmat de sondă este sensibil la o serie de factori cum sunt tipul sapei, diametrul sondei, parametrii de operare (apăsarea pe sapă, turaţia, debitul de circulaţie), alternanţa şi anizotropia rocilor traversate, înclinarea sondei, comportarea ansamblului de fund.

În primul caz, sonda se dirijează cu un motor dezaxat fără rotirea garniturii (prin lunecare). Condiţiile de evacuare a detritusului nu sunt cele mai bune şi vitezele de avansare sunt moderate. Adesea se obţin intensităţi de deviere mai mari decât cele necesare. De aceea, după câţiva metri foraţi cu motorul orientat, se forează alţi câţiva metri rotary. Intensitatea de deviere este acum mult mai mică şi poate fi chiar absentă; mărimea ei este determinată de înclinarea sondei, de numărul şi locul de plasare a stabilizatorilor. Performanţele sunt însă mai bune. Apoi, se reorientează motorul dezaxat şi se revine la forajul prin lunecare. Acest mod de control al traseului, prin alternarea celor două moduri de foraj, se aplică pe orice interval, de creştere a înclinării, de scădere a ei, de menţinere a înclinării şi pe cele orizontale. Experienţa inginerului de dirijare din zona respectivă privind posibilităţile unui motor cu o dezaxare dată, în anumite roci, comportarea ansamblului de fund cu o anumită schemă de plasare a stabilizatorilor, tendinţele de deviere azimutală, tipul sapei joacă un rol important. Dar, din cauza schimbărilor dese ale intensităţii de deviere, sonda nu este chiar netedă. Forajul rotary permite să se corecteze sonda şi pe porţiunea forată orientat.

Figura 10 ilustrează ce se poate întâmpla la forajul unui interval de creştere a înclinării prin alternanţa lunecare-rotary. Măsurătorile de deviere executate doar la adăugarea unui pas, în cazul forajului cu *top drive*, indică o sondă netedă, linia plină din figură. Măsurătorile efectuate continuu cu sistemul MWD, la 1 – 2 m, eventual prin oprirea avansării, arată cu totul alt profil de sondă: pe porţiunile forate prin lunecare intensităţile de deviere sunt mai mari decât valoarea medie, iar pe cele forate rotary sunt mai mici, chiar nule. Sonda reală nu este netedă, cum indică măsurătorile la un pas. Nici azimuturile măsurate în cele două cazuri

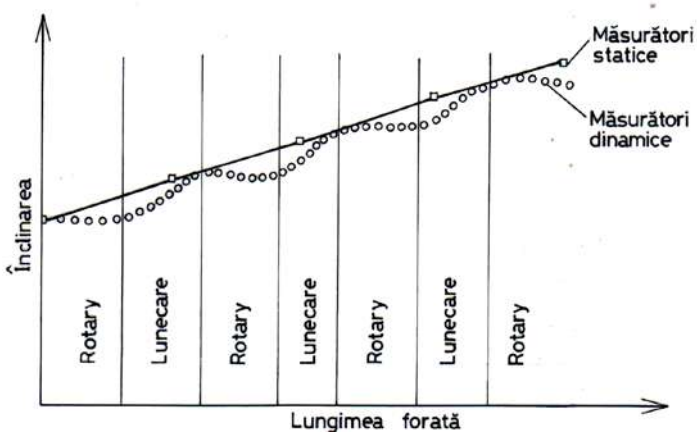

Fig. 10. *Interval de creştere a înclinării forat alternativ prin lunecare şi rotary.*

nu sunt identice pentru că devierea laterală poate fi diferită la forajul rotary de cea la forajul prin lunecare. Coordonatele calculate cu cele două seturi de măsurători sunt diferite: metoda arcelor de cerc, de exemplu, presupune curbura constantă între două măsurători succesive, ceea ce nu corespunde realităţii [9, 20].

Pe porţiunile orizontale, dacă se forează doar rotary, chiar cu ansambluri bine stabilizate, există tendinţa de scădere a înclinării datorită efectului gravitaţional. De aceea, periodic, se orientează motorul cu faţa de acţiune în sus şi după un anumit interval forat fără rotirea garniturii sonda revine la poziţia orizontală. Dar ea nu revine la aceeaşi orizontală, ci la una aflată mai jos. Măsurând înclinarea la sfârşitul intervalului forat cu motorul de fund sonda apare ca fiind orizontală, ceea ce nu coincide cu realitatea (fig. 11). Adâncimea verticală reală a intervalului orizontal poate fi diferită cu câţiva metri faţă de cea calculată [21].

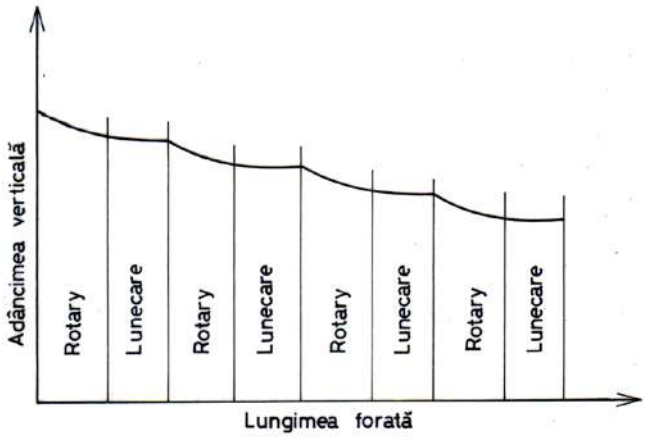

Fig. 11. *Interval „orizontal" forat prin alternanţa lunecare-rotary.*

Această problemă nu se întâlneşte la forajul cu sisteme dirijabile rotary. În acest caz, direcţia, prin mărimea forţei cu care sapa este împinsă lateral, forţă care determină intensitatea devierii, este reglată de la suprafaţă ori se reglează automat în raport cu înclinarea şi azimutul necesare. Acelaşi lucru se întâmplă şi la sistemele unde sapa este înclinată: unghiul de înclinare poate fi reglat automat. Traseele obţinute sunt mai netede şi mai predictibile, vitezele de avansare mai mari. Urmărirea ţintei poate fi automatizată [14, 15].

Se încearcă şi o metodă de dirijare cu motor de fund dezaxat cu rotirea permanentă a garniturii, fără opriri periodice pentru foraj orientat, ceea ce permite să se obţină viteze de foraj medii mai mari decât prin alternanţa uzuală lunecare-rotire. Printr-o sincronizare a oscilaţiilor de presiune create de sistemul de transmitere a datelor la suprafaţă prin pulsaţii de presiune cu poziţia dezaxării motorului în timpul rotirii acestuia se realizează o dislocare preferenţială a rocii de sapă în direcţia dorită de dirijare a sondei. Controlul traseului sondei are loc

printr-o modulare a vitezei de avansare a sapei. Metoda are avantajele forajului cu sisteme de dirijare rotary, dar costurile sunt mai reduse. Nu se pot obţine intensităţi de deviere mai mari de $1^o/10$ m, dar dacă este necesar se poate apela la dirijarea obişnuită, fără rotire [1, 8, 12].

5. Dirijarea geologică

De regulă, sondele se dirijează *geometric*, cu alte cuvinte ele sunt forate – cât de precis este posibil – de-a lungul unui traseu spaţial dinainte stabilit. Pe măsură ce sonda avansează se măsoară înclinarea şi azimutul în cât mai multe puncte – de obicei în timpul forajului –, se calculează traseul urmat şi, dacă este necesar, el se corectează astfel încât sonda să-şi atingă obiectivul (ţinta sau ţintele), acţionând de la suprafaţă asupra sistemului de dirijare aflat deasupra sapei, atunci când este posibil, modificând regimul de lucru sau pur şi simplu schimbând componenţa ansamblului de fund.

Reuşita procedeului este determinată de acurateţea datelor de deviere, de tehnologia de lucru, dar şi de mărimea ţintelor, de precizia cu care ele sunt localizate. Dacă acestea au dimensiuni reduse şi sunt imprecis localizate spaţial, ele pot fi ratate chiar dacă sonda este forată după traseul planificat. Situaţia este întâlnită mai ales în cazul sondelor orizontale al căror obiectiv îl constituie strate relativ subţiri. O mică eroare privind adâncimea reală a unui asemenea strat, grosimea, înclinarea şi orientarea lui, poziţia contactelor gaze-ţiţei, apă-ţiţei sau apă-gaze poate fi cauza insuccesului: sonda este dirijată în mare măsură în afara obiectivului şi nu rareori ea trebuie resăpată. O falie mică sau o altă eterogenitate pot de asemenea să împiedice atingerea obiectivului productiv.

O metodă interactivă, răspândită după 1990, o constituie aşa numita dirijare geologică (*geosteering,* în l. engleză): sonda este forată pe un anumit traseu, cel puţin în zona orizonturilor productive, pe baza informaţiilor geologice şi geofizice obţinute chiar în timpul forajului [2 – 5, 7, 10, 11, 16 – 19].

Se disting două variante: *dirijarea geologică reactivă* şi *dirijarea geologică proactivă* [2, 5, 11].

În primul caz, direcţia sondei se modifică atunci când sunt întâlnite anumite fenomene geologice relevante: trecerea de la un strat la altul, capul sau baza unui orizont productiv, contactul gaze-ţiţei sau apă-ţiţei, o falie. Ele pot fi puse în evidenţă dacă rocile traversate au proprietăţi petrofizice semnificativ diferite între ele, proprietăţi monitorizate în timpul forajului. Se calculează poziţia sondei în raport cu „frontiera" întâlnită şi se schimbă corespunzător direcţia sondei.

În cel de-al doilea caz, schimbările respective sunt anticipate, înainte de a fi întâlnite, calculând chiar distanţa la care ele se află şi poziţia lor. Direcţia sondei se modifică în consecinţă, ceea ce permite să se urmărească ţinta mult mai eficient şi fără schimbări bruşte de direcţie. Metoda este foarte utilă în cazul unui strat orizontal relativ subţire, când sonda trebuie dirijată de-a lungul lui, la o anumită distanţă faţă de contactul apă-ţiţei, astfel încât să se întârzie cât mai

mult inundarea în timpul exploatării, când stratul productiv îşi schimbă înclinarea ori este întrerupt de o falie.

În ambele cazuri, înainte ca sonda să fie forată, se întocmeşte un model geologic şi geofizic al structurii în zona obiectivului urmărit şi o hartă a structurii respective. Modelul este creat pe baza prospecţiunilor seismice şi mai ales a informaţiilor culese în faza de explorare şi de dezvoltare – de obicei prin sonde verticale: carotaje de rezistivitate, de radioactivitate, de densitate, carotaj sonic, probe de sită, urmărirea noroiului ş.a. Adeseori se forează chiar o sondă pilot în zona obiectivului.

Interactivitatea presupune o actualizare permanentă a modelului geologic şi geofizic pe baza datelor culese – cu un sistem LWD (*Logging While Drilling* – carotaj în timpul forajului) – şi prelucrate automat în cursul forajului. Sunt întocmite hărţi colorate cu formaţiunile traversate. Odată ce noul model este acceptat poate fi necesară o schimbare a traseului sondei, care să ţină seama şi de anumite constrângeri (intensitatea maximă de deviere, mărimea momentelor de frecare). Toate acestea trebuie stabilite şi hotărâte de echipe mixte (geologi, geofizicieni, ingineri de foraj, operatori de dirijare), într-un timp cât mai scurt posibil, iar schimbarea traseului sondei este de dorit să fie efectuată fără a înlocui ansamblul de fund, ci doar prin schimbarea regimului de lucru, a poziţiei deviatorului, prin rotirea garniturii.

Există şi cazuri când ansamblul trebuie înlocuit. Uneori, chiar se resapă sonda pe un anumit interval.

Pentru alcătuirea modelului geologic şi geofizic, şi pentru dirijarea geologică propriu-zisă se pot folosi orice proprietăţi petrofizice: rezistivitatea, radiaţiile naturale gama, viteza de propagare a undelor acustice, densitatea, proprietăţi geochimice sau geomecanice, analiza probelor de sită.

Clasic, se utilizează date de rezistivitate, obţinute la două frecvenţe diferite (400 kHz şi 2 MHz): curba rezistivităţii diferenţei de fază R_{df} şi curba rezistivităţii de atenuare R_{at}. Prima are o rezoluţie pe verticală mai ridicată, iar a doua o rază de investigaţie mai mare. Alura curbelor calculate este determinată de rezistivitatea reală a formaţiunilor R_t, constanta dielectrică aparentă, raportul dintre rezistivitatea pe verticală şi cea orizontală (factorul de anizotropie), unghiul dintre axa aparatului de măsurare şi linia de înclinare a stratului, grosimea lui ş.a.

Dacă există un contrast de rezistivitate suficient de mare între stratul obiectiv şi cel de deasupra ori dedesubtul lui, iar sonda întâlneşte stratul sub un unghi relativ mic, curbele de rezistivitate au nişte vârfuri caracteristice (cornuri de polarizare), unde valorile de rezistivitate sunt mai mari decât cele reale (fig. 12). Vârfurile apar pentru că liniile de curent taie planul de separaţie a două medii cu rezistivităţi diferite, lucru care nu se produce când sonda traversează perpendicular planul respectiv (liniile câmpului de propagare sunt paralele cu planul de stratificaţie). Aceste vârfuri apar când senzorul de rezistivitate este la circa 0,5 m de capul sau de baza stratului şi ele reprezintă nişte repere stratigrafice foarte utile mai ales dacă senzorii se află aproape de sapă.

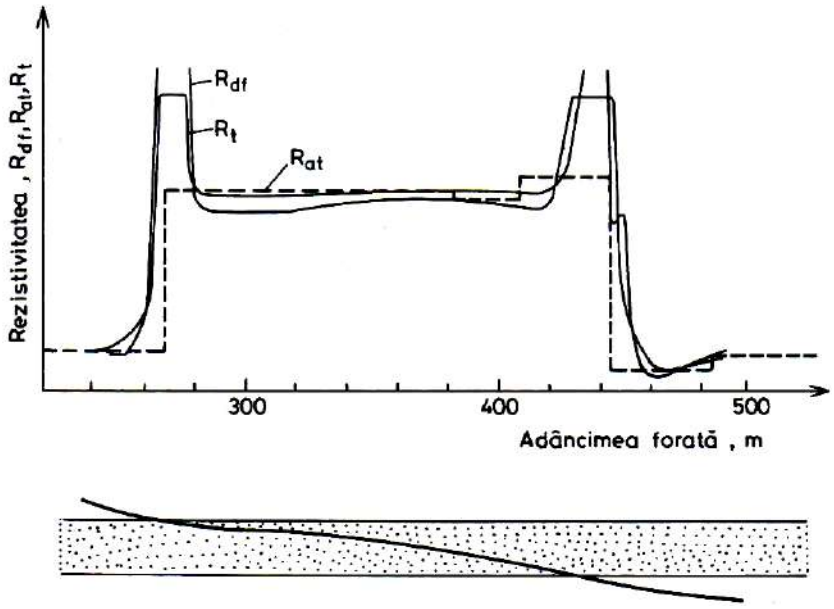

Fig. 12. *Curbele de variaţie a rezistivităţii la traversarea unui strat orizontal.*

În prezent se răspândeşte o metodă de dirijare geologică bazată pe măsurarea rezistivităţii de adâncime orientate. În acest sens se foloseşte o antenă suficient de lungă cu mai mulţi emiţători şi receptori, plasaţi la anumite distanţe, şi mai multe frecvenţe de emisie, de la 100 kHz până la 2 MHz. Receptorii sunt înclinaţi, ceea ce permite să se evidenţieze anizotropia rezistivităţii (v. cap. 15). Se pot, în acest fel, detecta schimbări majore de rezistivitate, inclusiv variaţia ei tridimensională, până la distanţe de 20 – 30 m, atât lateral, cât şi în faţa sapei.

Dacă sonda este dirijată de-a lungul unui strat productiv este posibil să se determine permanent distanţa până la capul şi baza acestuia ori până la contactul apă-ţiţei, ceea ce permite să se dirijezeze sonda pe traseul dorit, fără schimbări bruşte de direcţie, fără resăpări şi cu costuri reduse. În mod curent, se calculează distanţele până la frontierele stratului productiv pe baza contrastului dintre rezistivitatea lui şi rezistivitatea stratului de deasupra şi a celui dedesubt, eventual a gazelor de deasupra ori a apei de talpă, şi se figurează, virtual, stratul urmărit. Rezistivităţile luate în calcul sunt estimate apriori [7, 10, 19].

Este posibil să se identifice eventualele falii, aflate în faţa sapei, care nu au fost evidenţiate de prospecţiunile seismice, ceea ce permite să se redirecţioneze sonda (fig. 13).

Radiaţiile naturale gama, mai intense în cazul rocilor marnoase, sunt şi ele utilizate pentru dirijarea geologică. Ele constituie un instrument complementar util pentru evidenţierea unui strat nisipos atunci când rezistivitatea are o variaţie gradată, dar sunt foarte folositoare în cazul şisturilor gazeifere [17]. Caracteristic

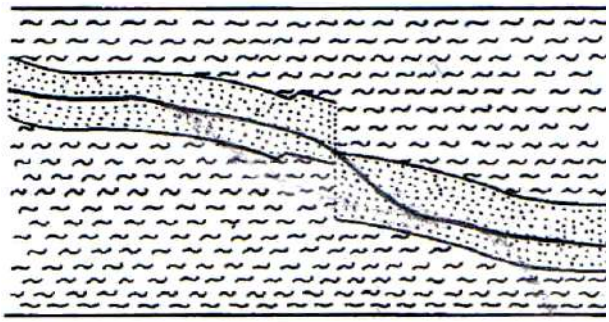

Fig. 13. *Aplicarea dirijării geologice când se întâlneşte o falie neevidenţiată seismic.*

carotajului cu raze gama este faptul că formaţiile care sunt identificate trebuie traversate. În afara naturii rocilor, se pun în evidenţă şi diverse repere stratigrafice, se poate stabili înclinarea stratelor, dar metoda nu este utilă în dirijarea geologică proactivă.

Carotajul sonic azimutal este util atunci când contrastele de rezistivitate şi de radiaţii gama sunt reduse şi cele două tipuri de carotaje anterioare, mai răspândite, nu sunt relevante [13, 16]. El este recomandabil când există un contrast mare de porozitate între formaţiuni. Poate fi pus în evidenţă cu uşurinţă contactul cu un cap de gaze şi pot fi diferenţiate rocile după gradul de fragilitate.

La estimarea înclinării stratelor se aplică şi carotajul de densitate azimutală.

Există sisteme care au senzori, de rezistivitate, de raze gama, de densitate, plasaţi imediat deasupra sapei, sisteme foarte utile la dirijarea geologică.

În general, dirijarea geologică este recomandabilă la deschiderea unor strate orizontale subţiri şi când ele nu sunt localizate satisfăcător, ca grosime, adâncime, înclinare, şi a căror direcţie este eventual întreruptă de falii neanticipate.

Dirijarea geologică poate constitui o metodă de calcul independentă, faţă de cea geometrică bazată pe măsurători de deviere, pentru evitarea coliziunii cu sonde aflate în vecinătate.

Informaţiile culese în timpul dirijării geologice sunt folosite după terminarea forajului pentru actualizarea hărţilor geologice, la proiectarea sondelor următoare, pentru calcularea rezervelor de ţiţei sau de gaze.

Întrebări

1. *Ce poziţie trebuie să aibă un deviator pentru a scădea înclinarea unei sonde fără a-i modifica azimutul?*
2. *Când se modifică azimutul unei sonde mai uşor? La înclinări mici sau la înclinări mari?*
3. *Ce corecţii se aplică, uneori, la stabilirea poziţiei unui deviator?*

4. Cum se corectează unghiul de răsucire a garniturii în timpul forajului?

5. Cum se corectează tendinţa de deviere laterală a unei sonde?

6. Cum se stabileşte poziţia deviatorului la talpa sondei?

7. Cum se foloseşte reducţia de orientare universală?

8. Ce probleme poate crea metoda de foraj alternant lunecare-rotary?

9. Ce se înţelege prin dirijare geologică? Când este recomandabilă?

10. Ce se înţelege prin dirijare geologică reactivă sau proactivă?

Probleme

1. O sondă are înclinarea la talpă 20^o. Ea trebuie mărită la 25^o fără a schimba azimutul. Dispozitivul de dirijare disponibil poate realiza o intensitate de deviere de $0,7^o/10$ m. În ce poziţie se fixează deviatorul faţă de direcţia iniţială? Pe ce interval se obţine schimbarea dorită?

R: Dispozitivul se orientează în direcţia sondei; lungimea intervalului: 71,43 m.

2. O sondă are înclinarea la talpă 30^o. Ea trebuie micşorată la 25^o iar sonda rotită spre stânga cu 10^o. Dispozitivul de deviere disponibil realizează o intensitate de deviere de $0,8^o/10$ m. Care este orientarea dispozitivului faţă de direcţia iniţială şi pe ce interval se obţine schimbarea dorită ?

R: $\omega_d = 141,64^o$; $\Delta L = 84,89$ m.

3. Într-o sondă cu înclinarea la talpă 40^o s-a introdus un deviator orientat aproximativ pe direcţia sondei, pentru a-i mări înclinarea. După un interval de 80 m s-au găsit înclinarea 45^o şi azimutul schimbat, spre stânga, cu 10^o. Care au fost intensitatea medie de deviere şi poziţia efectivă a deviatorului ?

R: $i_d = 1,05^o/10$ m; $\omega_d = 57,3^o$ spre stânga faţă de direcţia iniţială.

4. Într-o sondă cu înclinarea la talpă 15^o s-a introdus un deviator orientat cu 60^o spre dreapta faţă de direcţia iniţială. Care vor fi înclinarea şi orientarea sondei după un interval forat de 30 m, presupunând că deviatorul poate realiza o intensitate de deviere de $1^o/10$ m?

R: $\alpha_2 = 16,7^o$; $\Delta\omega \approx 9^o$ spre dreapta.

5. Într-o sondă cu înclinarea la talpă de 25^o s-a introdus un ansamblu de dirijare orientat spre stânga, la 90^o faţă de direcţia sondei, pentru a schimba azimutul cu 15^o. Cât trebuie menţinut ansamblul la talpă, în poziţia respectivă, dacă el este capabil să schimbe direcţia sondei cu $1^o/10$ m?

R: 64,61 m.

6. O sondă are înclinarea la talpă 15^o. Care este schimbarea maximă de azimut cu un dispozitiv capabil să devieze sonda cu $0,8^o/10$ m pe un interval de 60 m?

R: $18,86^o$.

7. O sondă dirijată are drept proiecţie orizontală linia întreruptă *OT* din figura 14. În timpul forajului ea are în punctul *A* înclinarea 10^o şi azimutul 135^o, abătându-se spre dreapta faţă de traseul proiectat. Presupunând că dispozitivul de dirijare disponibil poate realiza o intensitate de deviere de $1^o/10$ m, să se stabilească orientarea acestuia şi lungimea intervalului astfel încât la sfârşitul lui sonda să fie îndreptată spre ţinta preconizată.

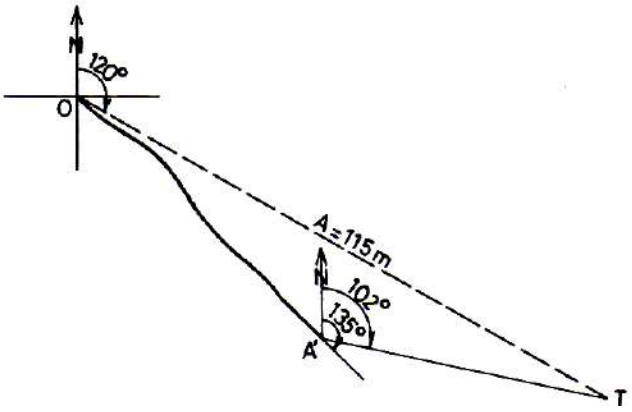

Fig. 14. *Problema 7.*

R*:* Unind punctul *A'* (proiecţia lui *A* în plan orizontal – vezi şi figura 1) cu punctul *T* se măsoară pe figură $\omega_2 = 102^o$. Se admite că la sfârşitul intervalului, direcţia sondei este tot 102^o.

Schimbarea maximă de azimut se obţine pentru $\theta = 5{,}427^o$, de unde lungimea intervalului $\Delta L = 54{,}27$ m. Orientarea deviatorului $\omega_d = 122{,}7^o$, spre stânga, iar înclinarea sondei la sfârşitul intervalului $\alpha_2 = 8{,}4^o$.

8. La o sondă cu înclinarea la talpă 20^o trebuie mărit azimutul fără a modifica înclinarea. Intensitatea de deviere a dispozitivului disponibil este $0{,}8^o/10$ m, iar lungimea intervalului forat orientat 100 m. Cum trebuie orientat dispozitivul faţă de poziţia iniţială? Cu cât creşte azimutul ?

R: Spre dreapta cu 101^o; $\Delta\omega = 23{,}5^o$.

9. La o anumită adâncime, înclinarea unei sonde este 30^o şi azimutul 125^o. Acesta din urmă trebuie mărit la 135^o, cu creşterea înclinării. Pe intervalul ce urmează să fie traversat, cu lungimea de 300 m, există o tendinţă de deviere spre dreapta de $0{,}2^o/10$ m. Intensitatea de deviere a motorului dezaxat folosit este de $0{,}8^o/10$ m. Să se stabilească poziţia dezaxării faţă de direcţia iniţială.

R: Spre dreapta cu 14^o.

10. Locaţia ţintei unei sonde se află la adâncimea de 1042 m, pe verticală, şi este deplasată orizontal, faţă de gura sondei, cu 80 m pe o direcţie cu azimutul 305^o. Ţinta este un cerc cu raza de 25 m. La 700 m, sonda are adâncimea pe verticală de 697,19 m, deplasarea spre nord de12,85 m şi deplasarea spre vest de 47,46 m (toate calculate). Înclinarea la această adâncime este de 10^o, iar azimutul de 285^o.

Să se determine :

a) coordonatele carteziene ale locaţiei ţintei *T;*

b) coordonatele punctului *T'* unde sonda ar „înţepa" planul orizontal în care se află ţinta proiectată dacă sonda îşi păstrează direcţia de la 700 m;

c) distanţa dintre punctele T' şi T;
d) înclinarea şi azimutul pe care ar trebui să le aibă sonda la 700 m pentru a atinge locaţia T;
e) intervalul după care sonda este orientată spre ţintă dacă se foloseşte un deviator capabil să schimbe direcţia cu 1^o/10 m şi poziţia de aşezare a acestuia.

R: a) $N_T = 45{,}89$ m, $E_T = -65{,}53$ m; b) $N_{T'} = 28{,}59$ m, $E_{T'} = -106{,}19$ m; c) $D = 44{,}19$ m; d) $\alpha'_2 = 6{,}23^o$, $\omega'_2 = 331{,}33^o$; e) $\Delta L = 72{,}51$ m, $\omega_d = 141{,}54^o$ spre dreapta**.**

Referinţe bibliografice

1. Bassarath, W. D., Maranuk, C. A.: *Application of Targeted Bit Speed (TBS) Technology to Optimize Bakken Shale Drilling,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 5 – 7 March 2013, SPE/IADC 163 406.
2. Beer, R. *et al.*: *Geosteering and/or Reservoir Characterization the Prowess of New-Generation LWD Tools*, SPLWA 51st Annual Logging Symposium, 19 – 23 June 2010, Perth, Australia.
3. Bittar, M. *et al.*: *A New Azimuthal Deep-Reading Resistivity Tool for Geosteering and Advanced Formation Evaluation*, SPE Reservoir Evaluation & Engineering, April 2009, p. 270 – 279. (SPE 109 971).
4. Calleja, B. *et al.*: *Multi-Sensor Geosteering,* SPWLA 51st Annual Logging Symposium, 19 – 23 June 2010, Perth, Australia.
5. Chemali, R. *et al.*: *Improved Geosteering by Integrating in Real Time Images From Multiple Depth of Investigation and Inversion of Azimuthal Resistivity Signals*, SPE Reservoir Evaluation & Engineering, April 2010, p. 172 – 178. (SPE 132 439).
6. Cheung, P. *et al.*: *In Situ Correction of Wireline Triaxial Accelerometer and Magnetometer Measurements*, SPWLA 48th Annual Logging Symposium, Austin, Texas, USA, 3 – 6 June 2007.
7. Constable, M. V. *et al.*: *Improving Well Placement and Reservoir Characterization with Deep Directional Resistivity Measurements*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 8 – 10 October 2012, SPE 159 621.
8. Farley, S. R. *et al.*: *Controlling Well Path Trajectory with Rate of Penetration Modulation,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 139 925.
9. Lesso, W. G. *et al.*: *Continuous Direction and Inclination Measurements Revolutionize Real-Time Directional Drilling Decision-Making,* Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 27 February – 1 March 2001, SPE/IADC 67 752.
10. Leveque, S. *et al.*: *Geosteering the Impossible Well: A Success Story from the North Sea,* Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 8 – 10 October 2012, SPE 159 132.
11. Li, Q. *et al.*: *New Directional Electromagnetic Tool for Proactive Geosteering and Accurate Formation Evaluation While Drilling*, 46th Annual SPWLA Logging Symposium, New Orleans, Louisiana, USA, 26 – 29 June 2005.
12. Maranuk, C. A. *et al.*: *Application of Targeted Bit Speed Technology to Directional Drilling in Buzuluk, Russia*, Russian Oil & Gas Exploration & Production Technical Conference and Exhibition, Moscow, Russia, 16 – 18 October 2012, SPE 160 660.

13. M a r k e t , J. , B i l b y , C.: *Introducing the First LWD Crossed-Dipole Sonic Imaging Service*, SPWLA, 52nd Annual Logging Symposium, Colorado Springs, Colorado, USA, USA, 14 – 18 May 2011.

14. M a t h e u s , J., N a g a n a t h a n , S.: *Drilling Automation: Novel Trajectory Control Algoritms for RSS,* Drilling Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 2 – 4 February 2010, IADC/SPE 127 925.

15. P i r o v o l o u , D. *e t a l.*: *Drilling Automation: An Automatic Trajectory Control System*, Digital Energy Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 19 – 21 April 2011, SPE 143 899.

16. P i t c h e r , J. *e t a l.*: *Geosteering with Sonic in Conventional and Unconventional Reservoirs*, Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 30 October – 2 November 2011, SPE 146 732.

17. P i t c h e r , J. , J a c k s o n , T.: *Geosteering in Unconventional Shales: Current Practice and Developing Methodologies*, European Unconventional Resources Conference and Exhibition, Vienna, Austria, 20 – 22 March 2012, SPE 152 580.

18. R e d d y , S. , P i t c h e r , J.: *Application of 3-D Geosteering Capabilities in Geologically-Complex Shale,* Americas Unconventional Resources Conference, Pittsburgh, Pennsylvania, USA, 5 – 7 June 2012, SPE 153 160.

19. S e i f e r t , D . *e t a l.*: *The Link Between Resistivity Contrast and Successful Geosteering,* SPWLA 52nd Annual Logging Symposium, Colorado Springs, Colorado, USA, 14 – 18 May 2011.

20. S t o c k h a u s e n , E. J. , L e s s o ,W. G.: *Continuous Direction and Inclination Measurements Lead to an Improvement in Wellbore Positioning,* Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 19 – 21 February 2003, SPE/IADC 79 917.

21. S t o c k h a u s e n , E d . *e t a l.*: *Directional Drilling Tests in Concrete Blocks Yield Precise Measurements of Borehole Position and Quality,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 248.

7

GARNITURA DE FORAJ
SAPE DE FORAJ

La forajul sondelor direcţionale sau orizontale, garnitura de prăjini este, în general, mai solicitată decât la cele verticale sau apropiate de verticală.

Pe intervalele înclinate şi pe cele curbate, presiunile de contact cu pereţii sondei şi forţele de frecare care le însoţesc au valori semnificative. Presiunile de contact ridicate accentuează uzarea prin abraziune a prăjinilor şi a racordurilor dintre ele, dar şi a burlanelor prin care acestea sunt manevrate sau rotite. Din cauza frecărilor mari, momentele necesare pentru rotirea garniturii pot căpăta valori excesiv de mari; uneori şi forţele de tracţiune au valori însemnate. Pe porţiunile curbate, prăjinile din garnitură sunt solicitate la încovoiere, cu atât mai sever cu cât intensităţile de deviere sunt mai mari. Dacă garnitura este şi rotită, încovoierea are un caracter alternativ şi duce la oboseala materialului.

Deoarece debitele de circulaţie sunt în general mai mari decât la forajul vertical şi căderile de presiune, implicit presiunile interioare, sunt mai ridicate.

Comportarea garniturii de foraj, cu referire mai ales la pierderea stabilităţii, în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale este diferită de cea întâlnită în sonde verticale. Una dintre cauze o constituie şi faptul că, în timpul forajului, garnitura este supusă la compresiune pe o lungime mult mai mare, şi nu numai pe lungimea prăjinilor grele, când ele există.

Pentru că apăsarea pe sapă nu mai este creată de greutatea prăjinilor aflate deasupra ei, în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale, alcătuirea garniturii diferă de cea folosită în sonde verticale.

În sfârşit, din cauza frecărilor mari cu pereţii, controlul apăsării pe sapă este mult mai dificil. Există şi riscul ca garnitura să se înţepenească în pereţii sondei.

1. Prăjini de foraj

Pentru a face faţă solicitărilor severe, întâlnite mai ales la sonde cu deplasări mari, sunt recomandate prăjini fabricate din oţeluri superioare (G-105, S-135 şi chiar mai rezistente, Z-140, V-150, UD-165 [7, 8]), prăjini noi sau premium (categoria I), echipate cu racorduri capabile să preia momente de torsiune mărite.

La îmbinările cu umeri, cum sunt cele de la racorduri, momentul de torsiune este limitat în general de momentul de strângere. Acesta din urmă poate fi mărit

printr-o reechilibrare a solicitării racordului în detrimentul rezistenţei la tracţiune, ca şi prin folosirea unor lubrifianţi cu coeficienţi de frecare mai mari. Dar cea mai sigură soluţie o reprezintă racordurile cu umăr secundar la capătul cepului (fig. 1). Din această categorie fac parte îmbinările HT (*High Torque* – moment ridicat) şi XT (*eXtreme Torque* – moment extrem). Ele pot transmite momente de torsiune mult mai mari decât cele standard API, cele XT cu până la 70%. Îmbinările XT au aria de contact, frontală, din capătul cepului mărită, prin micşorarea conicităţii filetului, iar ultima generaţie, a treia, are filetul cu două începuturi, pentru a accelera înşurubarea [7, 8, 17, 25].

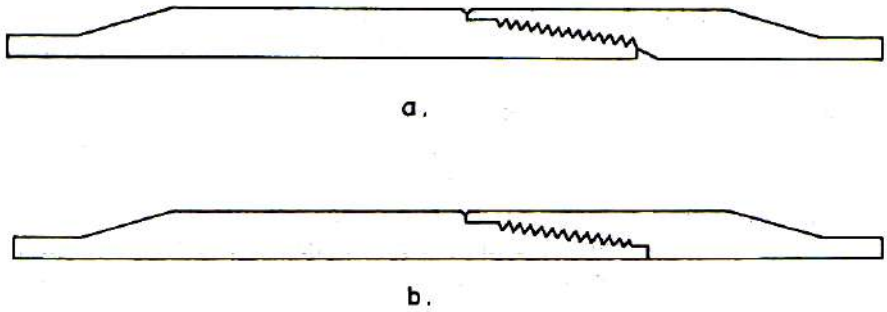

Fig. 1. *Racorduri de prăjini:*
a – standard; b – cu umeri dubli.

La sonde cu deplasări orizontale mari, hidraulica este adesea chiar mai importantă decât rezistenţa prăjinilor, din cauza debitelor de circulaţie sporite necesare evacuării detritusului. Căderile de presiune din circuitul sondei se reduc dacă se folosesc prăjini de 5 1/2 şi 6 5/8 in, eventual combinate, atunci când este posibil, cu diametrul interior al racordurilor mărit. S-au introdus şi prăjini de 5 7/8 in. Ele pot fi utilizate în locul celor de 5 1/2 şi acolo unde cele de 6 5/8 in nu pot fi folosite: în coloana de 9 5/8 in şi în găuri de sondă de 8 3/4 şi 8 1/2 in. În prăjinile de 5 7/8 in, cu grosimea de 9,17 mm, căderile de presiune sunt cu circa 28% mai reduse decât în cele de 5 1/2 in cu aceeaşi grosime. În raport cu cele de 6 5/8 in, prăjinile de 5 7/8 in ocupă spaţiu mai mic în turla instalaţiei şi pe platforma de foraj, şi au greutatea mai mică. Din acelaşi motiv şi racordurile au fost modificate.

În sonde înclinate, forţele de contact normale şi, implicit, forţele de frecare longitudinale sau de rotire create de prăjinile care se sprijină pe peretele inferior al sondei sunt proporţionale cu greutatea prăjinilor scufundate în noroi.

Astfel, forţa de frecare la deplasare longitudinală

$$F_f = \mu(\rho_m - \rho_n) g V_p \sin\alpha, \qquad (1)$$

iar momentul forţelor de frecare

$$M_f = \mu \frac{d_p}{2} (\rho_m - \rho_n) g V_p \sin \alpha, \quad (2)$$

unde: μ este coeficientul de frecare;

d_p – diametrul exterior al prăjinilor;

ρ_m – densitatea medie a materialului din prăjini;

ρ_n – densitatea noroiului;

V_p – volumul prăjinilor;

α – înclinarea sondei.

Forţa şi momentul de frecare se reduc când diferenţa $\rho_m - \rho_n$ se micşorează. Pentru un noroi cu densitatea de 1500 kg/m^3, de exemplu, în cazul prăjinilor de aluminiu, cele două mărimi, F_f şi M_f, se reduc de peste trei ori în raport cu cele din cazul prăjinilor din oţel.

Prăjini fabricate din aluminiu se utilizează într-o oarecare măsură în Siberia Occidentală, Marea Nordului, SUA, China, la forajul sondelor dirijate [3, 9, 19, 21, 22]. Ele s-au folosit şi la forajul unor sonde foarte adânci sau cu deplasări orizontale foarte mari.

Este vorba de fapt de aliaje ale aluminiului, cu Mg, Cu, Zn, Fe, Mn, Si, Ni, în concentraţii reduse. Pentru industria de petrol, sunt standardizate aliajele 16T, 1953 T1, AK4-1T1, 1980 T1, conform ISO-15 546. Ele au limita minimă de curgere de 325 – 480 N/mm^2, apropiindu-se de cea a oţelului E-75 (517 N/mm^2).

Se construiesc prăjini de aluminiu cu racordurile dintr-o bucată, dar şi prăjini cu racorduri din oţel.

Pe lângă faptul că sunt mai uşoare (aluminiu are densitatea 2780 kg/m^3, faţă de 7850 kg/m^3 cât are oţelul), cu facilităţi de transport, manipulare şi manevrare în sondă, inclusiv reducerea semnificativă a sarcinii la cârligul instalaţiei, prăjinile de aluminiu au câteva caracteristici care la recomandă pentru forajul direcţional.

Având modulul de elasticitate mai redus ($0{,}72 \cdot 10^5$ N/mm^2 aluminiu, faţă de $2{,}06 \cdot 10^5$ N/mm^2 cât are oţelul), prăjinile din aluminiu sunt mai flexibile: la aceeaşi rază de curbură, tensiunile de încovoiere sunt aproape de trei ori mai mici; dacă tensiunile sunt alternative, se reduce corespunzător şi gradul de oboseală; dar, din acelaşi motiv, prăjinile de aluminiu flambează la sarcini critice mai mici, de aceea nu este recomandabil să fie folosite în compresiune [1].

Pentru că prăjinile de aluminiu sunt mai uşoare, se reduce şi presiunea de contact cu pereţii, în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale. Ca urmare, se reduc forţele de frecare şi momentele necesare pentru rotirea garniturii, precum şi gradul de uzură a coloanelor de burlane.

Căderile de presiune în prăjinile de aluminiu sunt mai scăzute, deoarece rugozitatea lor este mai mică decât a celor din oţel. Acest lucru permite să se folosească debite de circulaţie mai mari. Sarcina la cârlig, tensiunile de tracţiune şi cele de încovoiere fiind mai mici, se pot folosi prăjini cu diametrul mai mare, o posibilitate suplimentară de reducere a căderilor de presiune.

În sfârşit, fiind amagnetice, prăjinile din aluminiu permit să se facă măsurători de deviere prin interiorul lor cu înclinometre magnetice.

Pentru sonde ultraadânci, dar şi pentru cele cu rază mică de curbură, sunt atractive şi prăjinile fabricate din titan. Rezistenţa acestora la solicitări statice este comparabilă cu a celor fabricate din oţeluri superioare, dar ele au greutatea pe jumătate (densitatea titanului este 4500 kg/m^3), o rezistenţă la oboseală mult mai mare, iar elasticitatea este dublă (modulul de elasticitate al titanului este $1{,}1 \cdot 10^5$ N/mm^2).

Prăjinile din titan sunt însă foarte scumpe, chiar de 10 ori faţă de cele din oţel, iar titanul este solicitat în industria aeronauatică. De aceea s-au încercat doar prăjini cu dimensiuni reduse, în sonde cu raze de curbură foarte mici. Astfel, cu prăjini cu diametrul de 2 7/8 in fabricate din aliajul Ti-6Al-4V (6% Al, 4% V), cu racorduri din oţel, s-au forat – în sistem rotary dirijabil – sonde cu raza de curbură sub 20 m [20].

Adeseori se folosesc garnituri de foraj combinate, din oţel şi din aliaje uşoare, cele din urmă fiind plasate în zonele curbate.

În tabela 1 sunt prezentate caracteristicile mecanice ale unor prăjini din titan şi aliaje de aluminiu, comparativ cu unele din oţel, recomandabile mai ales la forajul sondelor foarte adânci şi a celor cu deplasări orizontale foarte mari [7, 8].

Tabela 1. Caracteristici ale prăjinilor de titan şi aluminiu faţă de cele de oţel.

Tipul prăjinilor	Clasa	Limita de curgere	Diametrul exterior	Diametrul interior	Aria secţiunii transversale	Rezistenţa corpului	Greutatea prăjinii în aer	Raportul rezistenţă greutate	Costul comparativ cu S-135
-	-	N/mm^2	In	in	cm^2	kN	N	-	-
Titan	Ti-6Al-6V	827	5,875	5,153	40,32	3338	3295	1013	7-10
Oţel	UD-165	1138	5,875	5,153	40,32	4590	5093	901	-
Alum.	Al-Zn-Mg	480	5,787	4,784	54,69	2625	3189	823	1,5-2,5
Oţel	V-150	1034	5,875	5,153	40,32	4172	5093	819	-
Oţel	Z-140	965	5,875	5,153	40,32	3894	5093	765	-
Oţel	S-135	931	5,875	5,153	40,32	3755	5093	737	-
Alum.	Al-Zn-Mg	345	5,787	4,784	54,69	1914	3189	600	1,5-2,5
Alum.	Al-Cu-Mg-Si-Fe	334	5,787	4,784	54,69	1859	3189	583	1,5-2,5
Alum.	Al-Cu-Mg	325	5,787	4,784	54,69	1777	3189	557	1,5-2,5

Greutatea prăjinilor, cu lungimea de 14,09 m, include şi greutatea racordurilor.

S-au inventat şi prăjini flexibile compozite, cu densitatea redusă [10, 11].

Asemenea prăjini au corpul fabricat din fibre de carbon şi de sticlă dispuse sub forma unor strate încrucişate, longitudinal şi transversal, într-o matrice din răşini epoxidice. Pe suprafaţa interioară, corpul este prevăzut cu o cămaşă elastică impermeabilă, iar pe cea exterioară cu un strat de răşină şi ceramică rezistent la uzură.

Racordurile, din oţel, sunt ataşate la capete în procesul de fabricare a corpului prăjinii (fibrele de carbon şi de sticlă sunt petrecute peste o prelungire conică alungită a racordurilor). Densitatea medie a acestor prăjini este aproximativ jumătate din cea a prăjinilor din oţel.

Pe lângă avantajul greutăţii mai mici, aceste prăjini sunt rezistente la coroziune şi la oboseală. Rezistenţa lor mecanică, la tracţiune, torsiune şi presiune interioară, este suficient de mare, dar la o grosime a pereţilor dublă faţă de cea prăjinilor din oţel. Acesta este un dezavantaj, deoarece la acelaşi diametru exterior, cel interior este mai mic şi ca atare căderile de presiune sunt mai mari. Şi costurile sunt mult mai mari, de circa trei ori faţă de cele din oţel. S-au construit prăjini compozite cu dimensiuni reduse, 2 3/8 şi 2 7/8 in, şi s-au folosit în sonde cu raze de curbură foarte mici.

Uneori, se folosesc aşa numitele „prăjini de foraj în compresiune", pe porţiunile orizontale ori cu înclinări mari, acolo unde prăjinile grele nu mai pot fi introduse sau nu se justifică aplicarea lor. Ele sunt fabricate de obicei din oţel S-135 şi au două sau trei îngroşări intermediare, armate cu materiale dure, astfel încât încovoierea şi uzarea lor să fie diminuate. Se pot utiliza în sonde cu rază medie de curbură, până la intensităţi de deviere de $15^{o}/10$ m.

Se întâlnesc şi „prăjini în compresiune" amagnetice, în care se pot efectua măsurători magnetice.

2. Prăjini grele

La forajul obişnuit, în sonde verticale, prăjinile grele concentrează greutatea lăsată pe sapă mai aproape de talpă. Ele se folosesc şi la forajul sondelor cu înclinări moderate, în acelaşi scop. Sunt recomandabile prăjinile grele spiralate pentru că se micşorează riscul de prindere prin lipire, risc mai ridicat în sonde înclinate, precum şi prăjini grele „flexibile", cu degajări (zone cu diametrul exterior micşorat).

În sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale, utilitatea prăjinilor grele plasate imediat deasupra sapei constă doar în rigiditatea lor sporită, cu reducerea tendinţei de flambaj. Apăsarea pe sapă este creată de greutatea prăjinilor aflate în zona verticală sau în porţiunile cu înclinare redusă. În schimb, frecările prăjinilor grele cu pereţii sondei sunt mari, iar pe porţiunile cu intensităţi de deviere severe, ele pot fi solicitate la încovoiere excesiv şi se pot deteriora.

La sonde cu rază mică de curbură se folosesc prăjini grele articulate, care au în interior un tub din cauciuc pentru circulaţia fluidului de foraj (v. cap. 5).

3. Prăjini intermediare

Acestea sunt prăjini de foraj cu pereţii groşi (20 – 25 mm), ceea ce le conferă rezistenţă şi greutate unitară mai mari decât au cele obişnuite. La mijloc, prăjinile intermediare au o îngroşare armată cu materiale dure (ca şi racordurile, de altfel). Se evită, astfel, frecarea dintre corpul prăjinii şi pereţii sondei, şi se diminuează solicitarea de încovoiere.

Se fabrică şi prăjini intermediare cu suprafaţa exterioară spiralată, de obicei fără „patina de uzură" de la mijloc, pentru a micşora suprafaţa de contact cu pereţii sondei.

Prăjinile intermediare suportă compresiune, limitată, şi de aceea, în sonde cu înclinări mari sau orizontale, ele sunt utilizate pentru a crea sau transmite forţa de apăsare necesară pe sapă. Având o suprafaţă de contact cu pereţii mai redusă decât cele grele, se diminuează frecările şi momentele de rotaţie a garniturii.

4. Alcătuirea garniturii de foraj

Garnitura standard pentru forajul sondelor verticale sau cu înclinări moderate este prezentată în figura 2, *a*. Apăsarea pe sapă este creată cu ajutorul prăjinilor grele. Acestea se află în compresiune pe o lungime mult mai mică decât atunci când apăsarea s-ar realiza cu prăjini normale. Fiind şi mai rigide, tendinţa de flambaj a prăjinilor grele este mai redusă; implicit, şi tendinţa de deviere a sondei este mai scăzută. Prăjinile intermediare asigură o trecere gradată de la rigiditatea ridicată a prăjinilor grele la cea a prăjinilor normale: în acest mod se

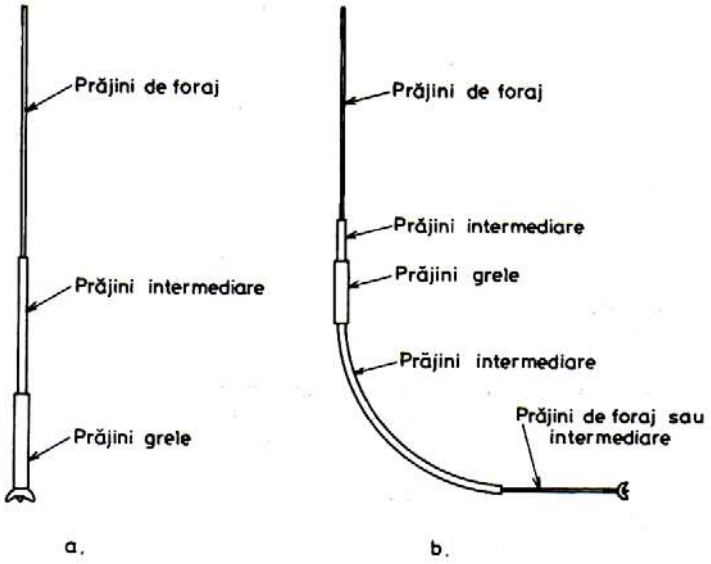

Fig. 2. *Alcătuirea garniturii de foraj:*
a – în sonde verticale; b – în sonde orizontale.

diminuează frecvenţa ruperilor din cauza oboselii în zona de trecere. Uneori, se folosesc prăjini grele cu două dimensiuni: primele două, trei bucăţi de lângă sapă au diametrul mai mare decât celelalte aflate mai sus.

În sonde înclinate, prăjinile grele se sprijină pe peretele inferior al găurii de sondă şi numai o parte din greutatea lor se transmite la sapă. Pe măsură ce înclinarea sondei creşte, această pondere se reduce. Ea se anulează chiar la înclinări mai mici de 90°, din cauza frecărilor, semnificative dacă garnitura nu se roteşte.

La sonde cu înclinări mari şi la cele orizontale, prăjinile grele pot fi utile dacă sunt plasate într-o zonă cu înclinare redusă, eventual verticală (fig. 2, *b*). Ele creează apăsare pe sapă prin intermediul prăjinilor intermediare sau chiar normale. Dar, adeseori, prăjinile grele lipsesc. Pentru a crea apăsare pe sapă, în zona de sus a sondei se folosesc prăjini de foraj cu diametrul cât mai mare posibil, adesea combinate.

În figura 3 este prezentat, pentru ilustrare, un ansamblu cu motor dezaxat şi cu posibilitatea de măsurare a înclinării şi a radiaţiilor gama imediat deasupra sapei. Numărul prăjinilor intermediare de sub geală depinde de apăsarea pe sapă dorită. Există diverse scheme de plasare a modulelor LWD şi a stabilizatorilor.

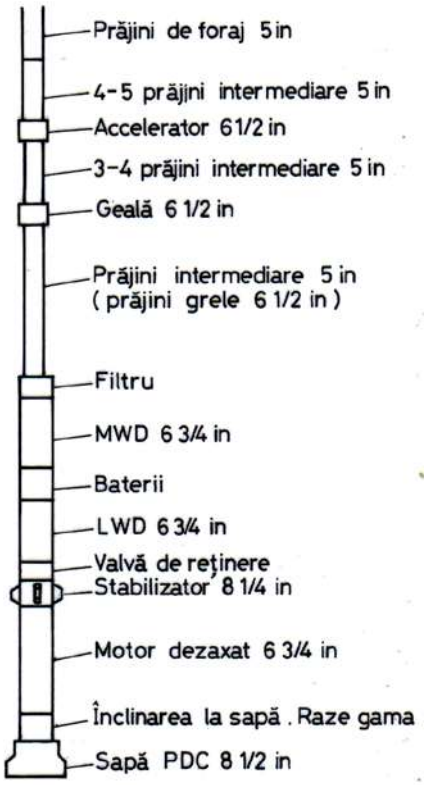
Prăjini de foraj 5 in
4-5 prăjini intermediare 5 in
Accelerator 6 1/2 in
3-4 prăjini intermediare 5 in
Geală 6 1/2 in
Prăjini intermediare 5 in
(prăjini grele 6 1/2 in)
Filtru
MWD 6 3/4 in
Baterii
LWD 6 3/4 in
Valvă de reţinere
Stabilizator 8 1/4 in
Motor dezaxat 6 3/4 in
Înclinarea la sapă . Raze gama
Sapă PDC 8 1/2 in

Fig. 3. *Ansamblu de fund folosit pentru dirijare*.

De remarcat că ansamblurile prea rigide sunt mai puţin dirijabile. Pentru a obţine intensităţi mari de deviere, ansamblul aflat imediat deasupra sapei trebuie să fie suficient de elastic. Evitând prăjinile grele, se reduc şi căderile de presiune din spaţiul inelar, ceea ce permite să se mărească debitul de circulaţie, precum şi frecările cu pereţii, la manevrare şi la rotire.

În ansamblul de fund se amplasează o geală şi un accelerator, care se activează în cazul unei prinderi. Locul de plasare a lor, spre partea superioară a ansamblului, este determinat de alcătuirea lui, de impulsul ce trebuie creat, dar şi de înclinarea şi curbura sondei, de mărimea frecărilor, care atenuează intensitatea forţei de impact. Se folosesc, uneori, chiar două geale, una în ansamblul aflat deasupra sapei şi alta plasată deasupra porţiuni curbate netubate.

Apăsarea pe sapă poate fi creată şi cu ajutorul unui dispozitiv hidraulic, similar cu un amortizor, plasat în ansamblul de fund. Forţa de apăsare – egală cu produsul dintre căderea de presiune din duzele sapei şi aria efectivă a pistonului dispozitivului – este relativ constantă. Cu acest dispozitiv, se măreşte viteza de avansare, se amortizează şocurile axiale şi se reduce riscul de înţepenire a sapei.

5. Comportarea garniturii de foraj în sonde deviate. Apăsarea pe sapă

În timpul forajului, capătul inferior al garniturii se află în compresiune şi o parte dintre prăjini poate flamba. Fenomenul se întâlneşte nu numai în sonde verticale, dar şi în cele înclinate sau orizontale [2, 4 – 6, 12 – 16, 18, 24]. Flambajul creează numeroase probleme: cresc forţele de frecare şi momentele de rotaţie ca urmare a presiunilor mari de contact cu pereţii sondei, ajungându-se până la înţepenirea garniturii şi imposibilitatea transmiterii apăsării pe sapă, se produc tensiuni de încovoiere periculoase, se accentuează uzura coloanelor de burlane, se îngreunează controlul direcţiei găurii de sondă.

Se întâlnesc două tipuri de flambaj, determinate de înclinarea sondei, mărimea forţei de compresiune, prezenţa momentului de torsiune şi a rotaţiei, mărimea frecărilor ş.a. În sonde verticale, după pierderea stabilităţii, garnitura de prăjini ia o formă elicoidală. În sonde înclinate şi în cele orizontale, prăjinile flambează iniţial sinusoidal, într-un singur plan, apoi, după o tranziţie instabilă, ele iau o formă elicoidală.

Forţa critică la care garnitura îşi pierde stabilitatea într-o sondă înclinată dreaptă şi ia o formă sinusoidală se calculează de regulă cu *formula Paslay-Dowson* [2]:

$$F_{cr} = 2\sqrt{\frac{EIfqg\sin\alpha}{j_r}}, \qquad (3)$$

în care: E este modulul de elasticitate;

I – momentul de inerţie axial;

f – factorul de flotabilitate ($1 - \rho_n/\rho_m$);
q – masa unitară a prăjinilor;
g – acceleraţia gravitaţională;
α – înclinarea sondei;
j_r – jocul radial prăjini-sondă;

Formula (3) este valabilă pentru lungimi suficient de mari (peste 60 m), înclinări diferite de zero şi jocuri uzuale. Ea înlocuieşte formulele aplicate pentru sonde verticale, ca de exemplu cea a lui Timoshenko, $F_{cr} = 2{,}65\sqrt[3]{EI(fqg)^2}$, şi indică valori mult mai mari, deoarece prăjinile se sprijină pe peretele inferior al sondei. Cu cât sonda este mai înclinată, cu atât forţa critică de flambaj este mai mare. În schimb, când jocul prăjini-sondă creşte, forţa critică se reduce. Figura 4 ilustrează aceste afirmaţii pentru un exemplu calculat cu formula (3).

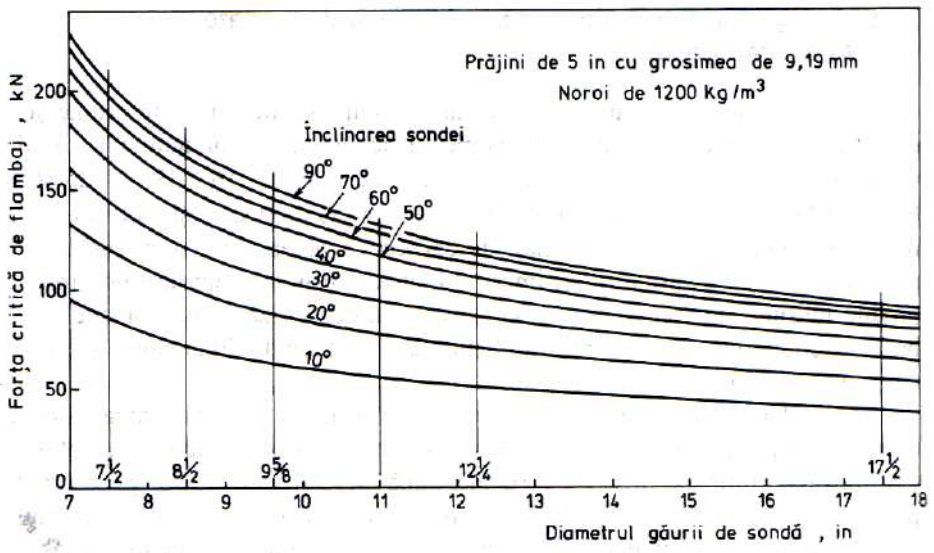

Fig. 4. *Forţa critică de flambaj în sonde înclinate drepte.*

În zonele unde înclinarea sondei este crescătoare, forţa critică de flambaj este mai mare decât pe porţiunile drepte, deoarece compresiunea din prăjini măreşte forţa normală de contact cu peretele inferior al sondei, care se opune flambajului.

În figura 5, componenta normală datorită curburii F_{nc} se adună la componenta normală creată de greutate, $F_{ng} = fqg\sin\alpha$, şi rezultă forţa normală N.

Stabilitatea garniturii creşte când raza de curbură a sondei scade.

Pentru sonde care au curbura constantă, ecuaţia (3) poate fi generalizată:

$$F_{cr} = \frac{2EI}{Rj_r}\left[1+\sqrt{1+\frac{R^2 j_r\, fqg\sin\alpha}{EI}}\right]. \qquad (4)$$

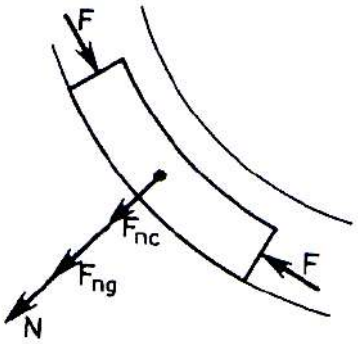

Fig. 5. *Comportarea garniturii comprimate în zone unde înclinarea sondei creşte.*

Formula este valabilă când $j_r << R$ – raza de curbură a sondei [18].

Pentru raze de curbură moderate, de ordinul sutelor de metri, forţa critică de flambaj se poate dubla.

Pe intervalele unde înclinarea sondei scade, forţa critică de flambaj poate fi mai mare sau mai mică decât pe o porţiune dreaptă cu aceeaşi înclinare [6]. Când prăjinile nu sunt comprimate, ele se sprijină pe peretele inferior al găurii de sondă. Când se aplică o forţă de compresiune la capetele lor, apare o tendinţă de ridicare (forţa F_{nc} este îndreptată în sus), destabilizând prăjinile (fig. 6, *a*). Peste o anumită valoare a forţei de compresiune există două posibilităţi. În sonde cu raze mari de curbură, prăjinile flambează sinusoidal rămânând în contact mai mult sau mai puţin cu peretele inferior. La raze de curbură mici, prăjinile sunt împinse spre peretele superior şi creşterea forţei de compresiune contribuie la stabilitatea prăjinilor (fig. 6, *b*).

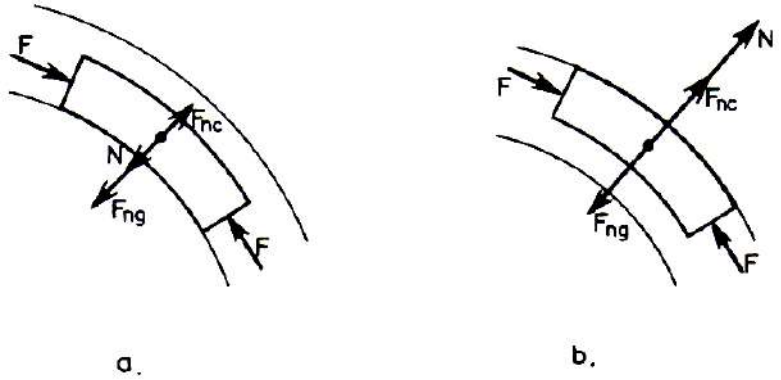

Fig. 6. *Comportarea garniturii comprimate în zone unde înclinarea sondei scade: a – contact cu peretele inferior; b – contact cu peretele superior.*

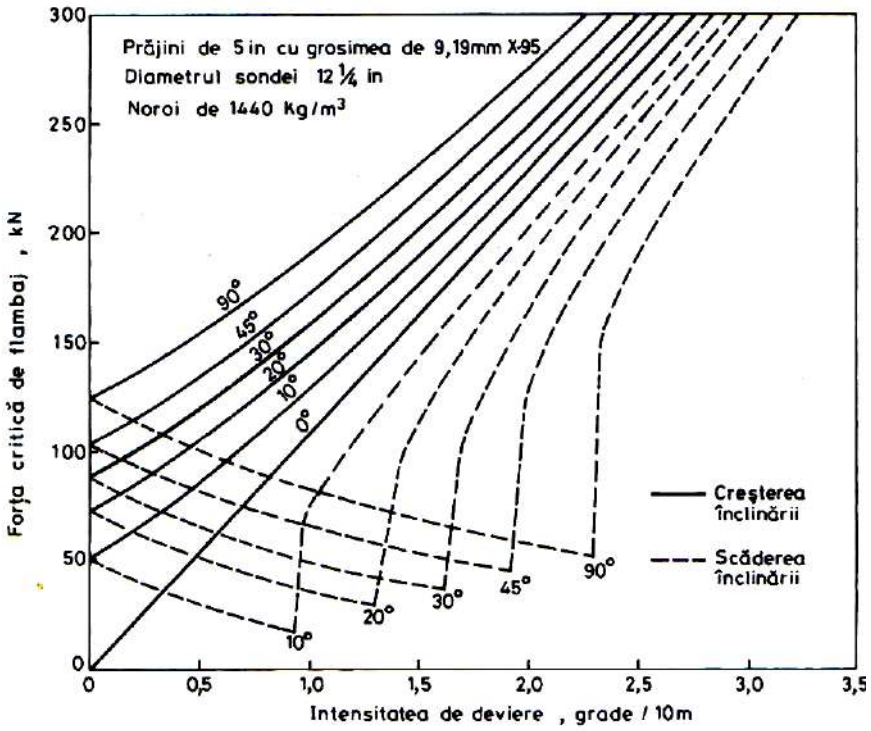

Fig. 7. *Forţa critică de flambaj în sonde curbate.*

În figura 7 sunt calculate forţele critice de flambaj pentru prăjini de 5 in, scufundate în noroi de 1440 kg/m^3, într-o gaură de sondă cu diametrul de 12 1/4 in, în funcţie de intensitatea de deviere, pentru cele două situaţii [6]. Jocul radial este considerat în dreptul racordurilor, nu al prăjinilor.

Mărimea zonei de tranziţie, dintre comportarea sinusoidală şi cea elicoidală, este determinată de tipul şi mărimea diverselor perturbaţii: prezenţa rotirii şi a momentului de torsiune, mărimea frecărilor, prezenţa fenomenului de înţepenire-desprindere (*stick-slip*), neregularităţile găurii de sondă, rectilinitatea garniturii ş.a. Mai mult, la încărcare, trecerea la forma elicoidală are loc la forţe mai mari decât la descărcare. Buclele spiralei formate au adeseori şi puncte de întoarcere, care apar, probabil, din cauza frecărilor şi a neregularităţilor geometrice (fig. 8).

Dacă se notează cu F_{cr} – valoarea forţei de compresiune calculate cu formula Paslay-Dowson (3), se consideră că flambajul sinusoidal are loc pentru forţe cuprinse între F_{cr} şi $\sqrt{2}\,F_{cr}$. La încărcare, flambajul elicoidal intervine la valoarea $2\sqrt{2}\,F_{cr}$, dar la descărcare, acesta se menţine până la $\sqrt{2}\,F_{cr}$ [14, 15]. Valorile au fost avansate în absenţa frecărilor.

Formula Paslay-Dowson (3) se foloseşte în mod curent la determinarea apăsării maxime pe sapă pentru a evita pericolul flambării prăjinilor comprimate.

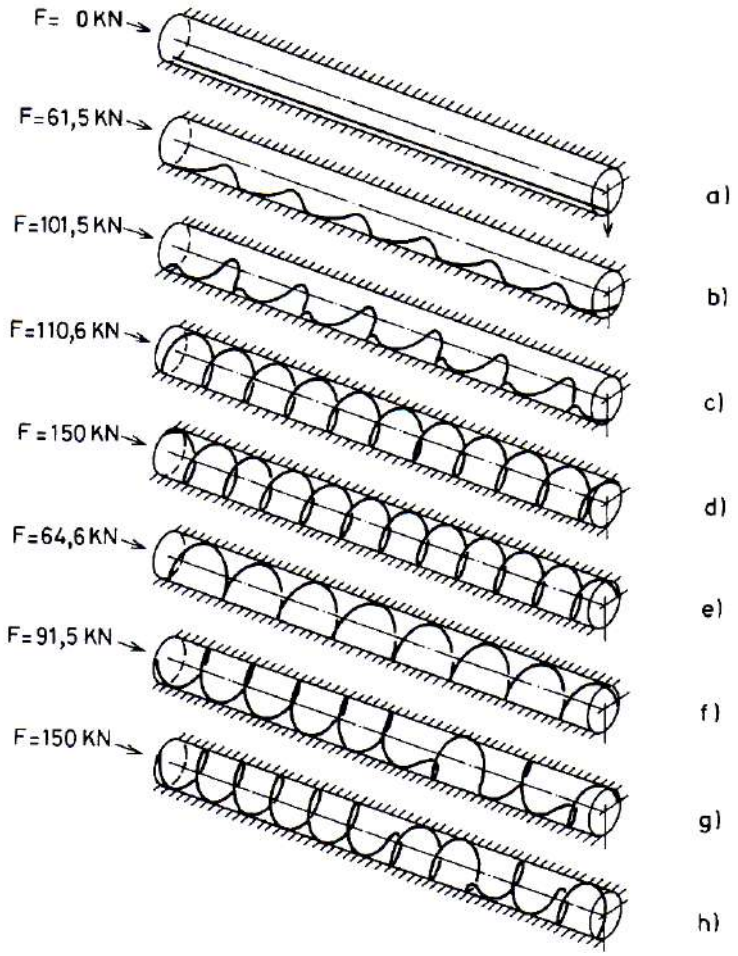

Fig. 8. *Comportarea garniturii de foraj în sonde orizontale (simulare):*
a – prăjinile se sprijină pe peretele inferior; b şi c – flambaj sinusoidal;
d, e şi f – flambaj elicoidal (la descărcare);
g şi h – configuraţii mixte, în prezenţa unor perturbaţii [4].

Se determină forţele critice pe intervalele drepte ale sondelor direcţionale, unde este valabilă de fapt formula (3); pe intervalele de creştere a înclinării, cele mai frecvent întâlnite, forţele critice de flambaj sunt mai mari decât cele stabilite pentru porţiunile drepte [5, 6].

Neglijând frecările, forţa de compresiune într-o secţiune oarecare:

$$F_c = G_s - G'_c, \tag{5}$$

de unde, pentru $F_c = F_{cr}$,

$$G_s = F_{cr} + G'_c. \tag{6}$$

Cu G_s s-a notat apăsarea pe sapă. G'_c este componenta greutăţii ansamblului aflată dedesubt, care creează apăsare, considerat scufundat în noroi.

Pe intervalul drept aflat sub punctul de tangenţă (fig. 9), secţiunea critică se află imediat deasupra ansamblului de foraj (motor, prăjini amagnetice, reducţii).

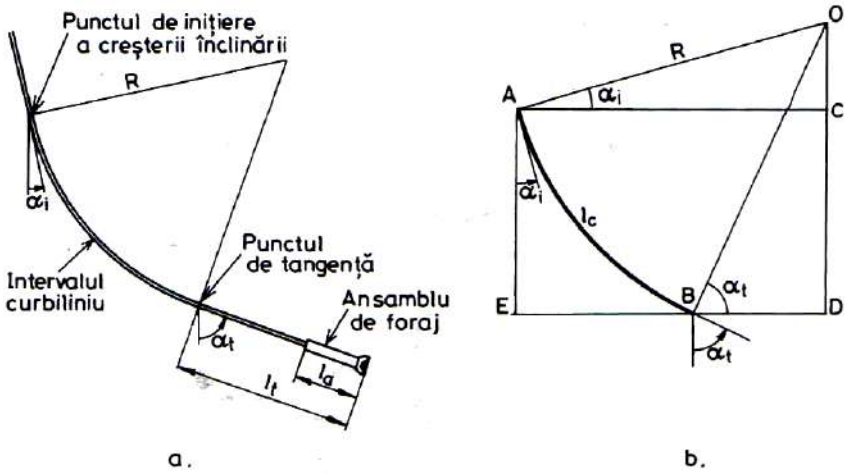

Fig. 9. *Schema garniturii într-o sondă cu înclinări mari.*

Prăjinile din această secţiune nu flambează dacă:

$$G_s \leq F_{cr} + l_a f q_a g \cos\alpha_t, \tag{7}$$

unde: l_a este lungimea ansamblului de foraj;

q_a – masa lui unitară medie;

α_t – înclinarea intervalului tangent.

Dacă porţiunea tangentă este orizontală, ultimul termen din formula (7) este nul. Aceasta înseamnă că forţa critică este aceeaşi pe tot intervalul. În realitate, din cauza frecărilor care se opun avansării garniturii, forţa de compresiune şi pericolul de flambaj sunt maxime imediat sub punctul de tangenţă. Flambajul se iniţiază în acest punct şi „avansează" spre talpă [24].

Pe porţiunea dreaptă aflată deasupra punctului de iniţiere a înclinării, componenta greutăţii de pe intervalul curbiliniu care creează apăsare pe sapă este:

$$G'_c = f q_p g l_c \frac{\sin\alpha_t - \sin\alpha_i}{\alpha_t - \alpha_i} = f q_p g \frac{\sin\alpha_t - \sin\alpha_i}{c}, \tag{8}$$

unde: q_p este masa unitară a prăjinilor;

l_c – lungimea intervalului curbiliniu;

α_t – unghiul de înclinare pe porţiunea tangentă;

α_i – unghiul de înclinare în punctul de iniţiere;

c – curbura intervalului, considerată constantă.

Potrivit figurii 9, *b*, componenta verticală a greutăţii prăjinilor de pe intervalul curbiliniu, cea care creează apăsare, este proporţională cu segmentul *CD*. Dar $CD = OD - OC = R\sin\alpha_t - R\sin\alpha_i = l_c(\sin\alpha_t - \sin\alpha_i)/(\alpha_t - \alpha_i)$.

Dacă secţiunea tangentă nu este orizontală, greutatea de sub punctul de tangenţă contribuie şi ea la apăsare, prin componenta

$$G'_t = fg[(l_t - l_a)q_p + l_a q_a]\cos\alpha_t \tag{9}$$

cu l_t – lungimea intervalului tangent.

Pentru a evita flambajul prăjinilor de deasupra intervalului curbiliniu

$$G_s \le F_{cr} + fq_p g l_c \frac{\sin\alpha_t - \sin\alpha_i}{\alpha_t - \alpha_i} + fg\left[(l_t - l_a)q_p + l_a q_a\right]\cos\alpha_t, \tag{10}$$

unde $\alpha_t - \alpha_i = cl_c$.

Dacă deasupra punctului de iniţiere sonda este verticală, se acceptă că forţa critică de flambaj este nulă, deşi ea are o valoare diferită de zero.

În concluzie, pentru a preveni flambajul prăjinilor într-o sondă cu un interval de creştere a înclinării, apăsarea pe sapă trebuie să fie mai mică decât oricare dintre valorile calculate cu formulele (7) şi (10).

Pe cele două intervale drepte, prăjinile pot avea diametre diferite.

Se poate accepta şi un coeficient de siguranţă.

Dacă prăjinile nu flambează, când garnitura este slăbită uşor de la suprafaţă, variaţia sarcinii se transmite practic integral la talpă deoarece forţele de frecare nu se modifică semnificativ (presiunile de contact nu se schimbă prea mult). Când intervine flambajul, presiunile de contact şi implicit forţele de frecare cresc simţitor, neliniar, şi numai o parte din variaţia sarcinii la suprafaţă se transmite la talpă [14]. Când garnitura este ridicată de pe talpă, variaţia sarcinii la suprafaţă nu este sesizată la talpă până ce forţele de frecare nu îşi schimbă orientarea.

Exemplul 1. Să se determine apăsarea maximă pe sapă la talpa sondei cu profilul din figura 9, în următoarele condiţii:

– intervalul curbiliniu cu intensitatea de deviere de 1,5°/10 m este iniţiat de la verticală, iar porţiunea finală, tangentă, are lungimea de 500 m şi înclinarea de 70°;

– ansamblul de dirijare aflat deasupra sapei are lungimea de 28 m şi masa de 4000 kg;

– diametrul sapei: 8 1/2 in (215,9 mm);

– densitatea noroiului din sondă: 1200 kg/m^3;

– prăjinile aflate deasupra ansamblului de dirijare au diametrul de 5 in, grosimea de 9,19 mm şi masa unitară 32,62 kg/m (oţel G-105); în a doua variantă, prăjinile sunt tot de 5 in, dar au pereţii groşi de 25,4 mm şi masa unitară de 73,96 kg/m.

Soluţie. Jocul radial prăjini-sondă $j_r = (0{,}2159 - 0{,}127)/2 = 0{,}04445$ m.

Factorul de flotabilitate $f = 1 - 1200/7850 = 0{,}84713$.

Momentele de inerţie ale celor două tipuri de prăjini:

$$I_1 = \frac{\pi}{64}\ (0{,}127^4 - 0{,}1086^4) = 5{,}9419 \cdot 10^{-6}\ \text{m}^4;$$

$$I_2 = \frac{\pi}{64}\ (0{,}127^4 - 0{,}0762^4) = 11{,}1148 \cdot 10^{-6}\ \text{m}^4.$$

Pentru prăjinile obişnuite, cu formulele (3) şi (7), respectiv (10), în care se ia $F_{cr} = 0$,

$$G_S = 2\sqrt{\frac{2{,}06 \cdot 10^{11} \cdot 5{,}9419 \cdot 10^{-6} \cdot 0{,}84713 \cdot 32{,}62 \cdot 9{,}81 \cdot \sin 70^{\text{o}}}{0{,}04445}} + 0{,}84713 \cdot 4000 \cdot 9{,}81 \cdot \cos 70^{\text{o}} =$$

$$= 178\ 877\ \text{N} \approx 179\ \text{kN};$$

$$G_s = 0{,}84713 \cdot 32{,}62 \cdot 9{,}81 \cdot \frac{180 \cdot 10}{\pi} \frac{\sin 70^{\text{o}}}{1{,}5} + 0{,}84713 \cdot 9{,}81\left[(500 - 28) \cdot 32{,}62 + 4000\right]\cos 70^{\text{o}} =$$

$$= 152\ 433\text{N} \approx 152\ \text{kN}.$$

Valoarea minimă este 152 kN. La apăsări mai mari, prăjinile pot flamba deasupra punctului de iniţiere a devierii.

Pentru prăjinile cu pereţii groşi, cu aceleaşi formule:

$$G_s = 2\sqrt{\frac{2{,}06 \cdot 10^{11} \cdot 11{,}1148 \cdot 10^{-6} \cdot 0{,}84713 \cdot 73{,}96 \cdot 9{,}81 \cdot \sin 70^{\text{o}}}{0{,}04445}} + 0{,}84713 \cdot 4000 \cdot 9{,}81 \cdot \cos 70^{\text{o}} =$$

$$= 356\ 338\ \text{N} \approx 356\ \text{kN};$$

$$G_s = 0{,}84713 \cdot 73{,}96 \cdot 9{,}81 \cdot \frac{180 \cdot 10}{\pi} \frac{\sin 70^{\text{o}}}{1{,}5} + 0{,}84713 \cdot 9{,}81\left[(500 - 28) \cdot 73{,}96 + 4000\right]\cos 70^{\text{o}} =$$

$$= 331206\ \text{N} \approx 331\ \text{kN}.$$

Valoarea minimă, 331 kN, este mai mare decât cea posibilă în prăjini obişnuite, 152 kN.

În ambele cazuri, dacă apăsarea pe sapă este mai mică decât cea calculată, prăjinile aflate deasupra punctului de iniţiere a devierii sunt întinse.

Formulele de mai sus sunt stabilite în absenţa torsiunii, a rotaţiei şi frecărilor.

În prezenţa momentului de torsiune, forţele critice pentru ambele tipuri de flambaj se reduc într-o oarecare măsură. Concomitent se micşorează şi pasul elicei formate. Influenţa momentului este mai pregnantă la înclinări mici, la jocuri mari şi când garnitura este mai flexibilă [4, 12]. Rotaţia reduce simţitor cele două forţe, până la 50% [12, 13]. Dar în prezenţa rotaţiei, transferul forţei axiale, inclusiv a apăsării axiale, este mult îmbunătăţit. Efectul frecărilor este mai complex şi este determinat de absenţa sau prezenţa rotaţiei [12, 16].

Diversele studii şi experienţe, precum şi măsurătorile efectuate în sonde au pus în evidenţă faptul că forţele critice reale sunt mai mici decât cele prezise teoretic şi că flambajul sinusoidal este predominant [16, 23, 24].

Prin calcularea tensiunilor de încovoiere, considerate alternative, a forţelor de contact cu pereţii sondei şi a tensiunilor echivalente, se pot evalua riscul de blocare a garniturii flambate în pereţi şi cel de avariere a prăjinilor [13].

6. Sape de foraj

Se consideră în general că sapele cu role sunt mai potrivite pentru dirijare. Ele au o capacitate de frezare laterală suficient de mare, ceea ce permite să se iniţieze relativ uşor schimbarea direcţiei găurii de sondă şi să se obţină intensităţi de deviere ridicate. Faţă de sapele cu elemente fixe, în speţă cele cu PDC, sapele cu role menţin mai uşor azimutul preconizat, necesită momente de antrenare mai mici, acestea sunt mai uniforme, lucrul pe talpă este mai stabil, riscurile de oprire a motorului de fund, de apariţie a vibraţiilor şi a fenomenului de înţepenire-desprindere sunt mai reduse.

În prezent, însă, sapele cu role se mai folosesc doar pe intervalele de suprafaţă, la diametre mari şi în roci slab consolidate. Deşi mult mai scumpe, la adâncimi mari sapele cu PDC s-au dovedit mai rentabile deoarece au o durabilitate net superioară: ele practic le-au înlocuit pe cele cu role, atât la forajul sondelor verticale, cât şi al celor direcţionale. În plus, forajul cu sisteme de dirijare rotary s-a răspândit împreună cu sapele PDC [1, 2, 4, 6, 7, 9 – 14].

Performanţele sapelor cu PDC sunt determinate de următoarele caracteristici: capacitatea de dislocare (reflectată prin viteza de avansare), durabilitatea, dirijabilitatea, capacitatea de a menţine azimutul neschimbat şi stabilitatea pe talpă. Ultimele trei caracteristici sunt esenţiale la forajul dirijat. Dirijabilitatea reprezintă „abilitatea" sapei de a schimba direcţia găurii de sondă, de a obţine intensităţi de deviere suficient de mari în anumite condiţii date. Sapele cu PDC manifestă de regulă o tendinţă nedorită de modificare continuă a azimutului, spre dreapta sau spre stânga faţă de direcţia forţei laterale de dirijare. Stabilitatea se referă la modul de lucru al sapei şi la calitatea găurii de sondă realizate: este de dorit să se evite pe cât posibil vibraţiile, dăunătoare pentru sapă şi pentru întreg ansamblu de fund, mişcarea de vârtej (precesie), fenomenul de înţepenire-desprindere, fenomene prezente în general la sapele cu PDC, şi să se obţină o gaură de sondă netedă, fără schimbări bruşte de direcţie, nespiralată şi fără variaţii de diametru (gâtuiri alternate cu lărgiri).

Abilitatea de dirijare poate fi evaluată cu ajutorul unui *coeficient de dirijabilitate.* El constituie raportul dintre forabilitatea laterală (deplasarea pe o rotaţie raportată la mărimea forţei laterale) şi forabilitatea axială (avansarea pe o rotaţie raportată la apăsarea axială). Valorile lui sunt cuprinse între 1 şi 30% [8, 9].

Mărimea acestui coeficient este determinată de profilul sapei şi al zonei de calibrare active, de lungimea zonei de calibrare pasive, dar şi de tipul sistemului de dirijare, de unghiul de înclinare al sapei în raport cu axa sondei, de rezistenţa rocii. Sapele cu PDC care au suprafaţa de calibrare activă scurtă au o capacitate de frezare laterală ridicată. Conform definiţiei de mai sus, o sapă care necesită o forţă laterală mai mică pentru a obţine aceeaşi intensitate de deviere este considerată mai indicată pentru dirijare. S-a avansat şi unele clasificări ale sapelor cu PDC, construite conform codului IADC, după dirijabilitate [8, 9].

Totuşi, atunci când zona de calibrare activă este scurtă, găurile de sondă sunt neuniforme, cu praguri, gâtuiri şi lărgiri, adesea cu o formă spiralată, în care sapa

se „înşurubează", ansamblul de fund se poate înţepeni, iar intensitatea de deviere are oscilaţii nedorite. Dacă suprafaţa de calibrare a sapei este alungită, găurile de sondă realizate sunt mai netede, apăsarea pe sapă se transmite mai uniform.

S-a constatat că un rol important îl are lungimea zonei de calibrare pasivă şi mărimea frecărilor dintre lamele acestei zone cu pereţii sondei. Prin creşterea lungimii respective şi reducerea frecărilor se evită vibraţiile, mişcarea de vârtej şi fenomenul de lărgire a sondei, fără a reduce dirijabilitatea sapei [2, 3, 4, 13].

S-au întocmit programe pentru optimizarea construcţiei sapelor cu PDC, folosite cu un anumit sistem de dirijare, astfel încât să se obţină viteze de avansare ridicate, coeficienţi de dirijare maximi şi o bună stabilitate a lucrului sapei pe talpă (reducerea tendinţei de modificare a azimutului şi a mişcării de vârtej, a riscului de apariţie a vibraţiilor şi de distrugere a elementelor tăietoare) [5, 12].

Se recomandă în general sape cu profilul plat, cu elementele tăietoare distribuite de aşa manieră încât să echilibreze forţele cu care ele acţionează lateral, pentru a evita mişcarea de vârtej [5], cu zona de calibrare activă întărită cu elemente tăietoare suplimentare, cu zona de calibrare pasivă mult alungită, chiar până la 15 cm, cu un număr de lame mai mare ori cu lame spirale care să asigure un contact cu pereţii găurii de sondă pe toată circumferinţa.

Întrebări

1. *Ce avantaje au prăjinile de aluminiu la forajul direcţional?*
2. *Care este alcătuirea garniturii de foraj la o sondă orizontală?*
3. *Ce rol joacă prăjinile cu pereţii groşi în forajul direcţional?*
4. *Forţa critică de flambaj în sonde înclinate este mai mare sau mai mică decât în cele verticale? Dar în cele curbate?*
5. *Cum se comportă o garnitură de foraj după flambaj într-o sondă verticală? Dar în una orizontală?*
6. *De ce trebuie evitat flambajul prăjinilor într-o sondă?*
7. *Care sape cu PDC au capacitate mai mare de dirijare?*

Probleme

1. Să se calculeze forţa critică de flambaj şi lungimea comprimată pentru o garnitură de foraj formată din prăjini de 5 in cu grosimea peretului de 9,19 mm şi masa unitară de 32,62 kg/m, aflată într-o sondă cu înclinarea de 50^o, cu diametrul de 8 1/2 in, plină cu noroi de 1 300 kg/m^3.

R: F_{cr}= 150 kN, l_{cr} = 562 m.

2. Să se calculeze forţa critică de flambaj şi lungimea comprimată pentru o garnitură formată din prăjini intermediare de 5 in cu grosimea peretelui de 25,4 cm şi masa unitară de 73,96 kg/m, aflată în aceleaşi condiţii din problema precedentă.

R: F_{cr} = 309 kN, l_{cr} = 511 m.

3. Să se recalculeze forţele critice pentru prăjinile din problemele 1 şi 2 într-o sondă verticală.

R: F_{cr} = 11,7 kN, respectiv 20,3 kN.

4. Să se recalculeze forţele critice pentru cele două tipuri de prăjini din problemele 1 şi 2 într-o sondă cu înclinarea crescătoare de 1º/10 m, considerând înclinarea medie de 50º.

R: F_{cr} = 254,4 kN, respectiv 528,3 kN .

5. Să se determine forţa critică de flambaj pentru o garnitură formată din prăjini de 3 1/2 in cu grosimea peretelui de 9,35 mm şi masa unitară de 21,56 kg/m, aflată într-o sondă orizontală cu diametrul de 161,9 mm, plină cu noroi de 1200 kg/m^3.

R: 125,9 N.

Referinţe bibliografice

Garnitura de foraj

1. Bensmina, S. *et al.*: *Which Material is Less Resistant to Buckling: Steel, Aluminum or Titanium Drill Pipe,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 140 211**.**
2. Dowson, R., Paslay, P. R.: *Drillpipe Buckling in Inclined Holes*, Journal of Petroleum Technology, October 1984, p. 1754 – 1738. (SPE 11 167).
3. Gelfgat, M. Y. *et al.*: *Aluminium Pipes – A Viable Solution to Boost Drilling and Completion Technology,* International Petroleum Technology Conference, Doha, Qatar, 7 – 9 December 2009, IPTC 13 758.
4. Heisig, G.: *Postbuckling Analysis of Drillstrings Using the Finite-Element Method,* PD-vol. 65, Drilling Technology ASME 1995, p. 91 – 98.
5. Hill, T. H. *et al.*: *Designing and Drilling Extended Reach Wells,* Part 4, Petroleum Engineer International, March 1995, p. 56 – 60.
6. Hill, T. H., Chandler, R. B.: *Field Curves for Critical Buckling Loads in Curving Wellbores*, Drilling Conference, Dallas, Texas, USA, 3 – 6 March 1998, SPE 39 322.
7. Jellison, M. *et al.*: *Technical Innovations and Important Guidelines for Demanding Drilling Applications*, Midlle East Drilling Technology Conference and Exhibition Muscat, Oman, 24 – 28 October 2011, SPE/IADC 145 787.
8. Jellison, M. *et al.*: *Drillpipe for Shale Plays - Requirements, Considerations and Lessons Learned,* Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition, Perth, Australia, 22 – 24 October 2012, SPE 158 543.
9. Jenkins, M. *et al.*: *Can Aluminum Drill Pipe Extend the Operating Envelope for ERD Projects?* Drilling Conference and Exhibition, New Orleans, Lousiana, USA, 2 – 4 February 2010, SPE 128 910.
10. Leslie, J. C. *et al.*: *Cost Effective Composite Dril Pipe: Increased ERD, Lower Cost Deepwater Drilling and Real-Time LWD/MWD Communication*, Drilling Conference

Amsterdam, The Netherlands, 27 February – 1 March 2001, SPE/IADC 67 764.

11. Leslie, J. C. *et al.*: *Composite Drill Pipe for Extended-Reach and Deep Water Applications*, Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, 6 – 9 May 2002, OTC 14 266.

12. Menand, S. *et al.*: *How Drillstring Rotation Affects Critical Buckling Load?* Drilling Conference, Orlando, Florida, USA, 4 – 6 March 2008, IADC/SPE 112 571.

13. Menand, S. A.: *A New Buckling Severity Index to Quantify Failure and Lock-up Risks in Highly Deviated Wells*, Deepwater Drilling and Completions Conference, Galveston, Texas, USA, 20 – 21 June 2012, SPE 151 279.

14. Mitchell, R. F.: *Comprehensive Analysis of Buckling with Friction*, SPE Drilling & Completion, September 1996, p. 178 – 184. (SPE 29 457).

15. Mitchell, R. F.: *Effects of Well Deviation on Helical Buckling,* SPE Drilling & Completion, March 1997, p. 63 – 69. (SPE 29 462).

16. Mitchell, S. *et al.*: *Comparing the Results of a Full-Scale Buckling Test Program to Actual Well Data*: *A New Semi-Empirical Buckling Model and Methods of Reducing Buckling Effects,* Western North American Regional Meeting, Anchorage, Alaska, USA, 7 – 11 May 2011, SPE 144 535.

17. Plessis, G. *et al.*: *Successful Implementation of Latest Generation of Double Shoulder Connection Technology in Fast Slimhole Drilling – A Review after Broad Adoption in the Gulf of Thailand,* Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Tianjin, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 156 423.

18. Qui, W. *et al.*: *Analysis of Drillpipe/Coiled-Tubing Buckling in a Constant-Curvature Wellbore*, J. Petroleum Technology, May 1998, p. 66, 68, 77. (SPE 39 795).

19. Scaruffi, W. *et al.*: *New Generation of Aluminum Drill Pipes Enhanced the ERD Performances in to the Huizhou Field – South China Sea,* International Petroleum Technology Conference, Beijing, China, 26 – 28 March 2013, IPTC 16 798.

20. Smith, J. E. *et al.*: *Titanium Drill Pipe for Ultra-Deep and Deep Directional Drilling,* Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 27 February – 1 March 2001, SPE/IADC 67 722.

21. Tikhonov, V. S. *et al.*: *Comprehensive Studies of Aluminum Drillpipe*, Drilling Conference, New Orleans, Louisiana, USA, 2 – 4 February 2010, IADC/SPE 128 328.

22. Vakhrushev, A. V. *et al.*: *Aluminium Drillpipe in an Arctic Application – A Well-known Tool Changing the Development Strategy*, Arctic and Extreme Environments Conference & Exibition, Moscow, Russia, 18 – 20 October 2011, SPE 149 707.

23. Weltzin, T. *et al.*: *Measuring Drill Pipe Buckling Using Continuous Gyro Challenges Existing Theories,* SPE Drilling & Completion, December 2009, p. 464 – 472. (IADC/SPE 115 930).

24. Wu, J., Juvkam-Wold, H. C.: *Coiled Tubing Buckling Implication in Drilling and Completing Horizontal Wells*, SPE Drilling & Completion, March 1995, p. 16 – 21.

25. Zhao, J. *et al.*: *Double Shoulder Connection Technology Enables Exploration and Production of Ultra-deep Prospects – Case Histories and Lessons Learned in Xinjiang, China,* Drilling Conference, Tianjan, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 155 993.

Sape de foraj

1. Barton, S. *et al.*: *Unique Pivot Stabilizer Geometry Advances Directional Efficiency and Borehole Quality With a Specific Rotary-Steerable System*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 20 – 22 February 2007, SPE/IADC 105 493.

2. Barton, S. *et al.*: *Changing Selection Concepts: True Optimization on Drill Bits With Latest Generation Rotary Steerable Systems*, Annual Technical Conference an Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 4 – 7 October 2009, SPE 124 865.

3. Chen, S. *et al.*: *Modeling of the Effect of Cutting Structure, Impact Arrestor, and Gage Geometry on PDC Bit Steerability*, AADE National Technical Conference and Exhibition, Houston, Texas, USA, 10 – 12 April 2007, AADE-07-NTCE-10.

4. Dupriest, F. E., Sowers, S. F.: *Maintaining Steerability While Extending Gauge Length to Manage Whirl,* SPE Drilling & Completion June 2010, p. 263 – 272. (SPE/IADC 119 625).

5. Johnson, S.: *A New Method of Producing Laterally Stable PDC Drill Bits*, SPE Drilling & Completion, September 2008, p. 314 – 324. (SPE 98 986).

6. Jones, S. *et al.*: *Results from Systematic Rotary-Steerably Testing with PDC Drill-Bits Depict the Optimal Balance between Stability, Steerability, and Borehole Quality,* Drilling Conference, Orlando, Florida, USA, 4 – 6 March 2008, IADC/SPE 112 579.

7. Lines, L. A. *et al.*: *Exploration of the Interaction Between Drill Bit Gauge Profile and Point-The-Bit Rotary Steerable Systems,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 140 069.

8. Menand, S. *et al.*: *PDC Bit Classification According to Steerability,* SPE Drilling & Completion, March, 2004, p. 5 – 12. (SPE/IADC 79 795, 87 837).

9. Menand, S. *et al.*: *PDC Bit Steerability Modeling and Testing for Push-the-bit and Point-the-bit RSS,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 283.

10. Norris, J. A. *et al.*: *Development and Successful Application of Unique Steerable PDC Bits*, Drilling Conference, Dallas, Texas, USA, 3 – 6 March 1998, IADC/SPE 39 308.

11. Pastusek, P. *et al.*: *A Fundamental Model for Prediction of Hole Curvature and Build Rates with Steerable Bottomhole Assemblies*, Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, Texas, USA, 9 – 12 October 2005, SPE 95 546.

12. Peach, S. *et al.*: *The Effect of Fixed-Cutter Bit Design Features on the Steerability and Field Performance of a Point-the-Bit Rotary-Steerable System*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 24 – 27 September 2006, SPE 102 438.

13. Portillo, O. *et al.*: *Development and Optimization of PDC Bits for Rotary Steerable Systems through Unstable Formations*, Middle East Drilling Technology Conference and Exhibition, Muscat, Oman, 24 – 26 October 2011, SPE/IADC 148 312.

14. Stroud, D. *et al.*: *Novel Gauge Extension Optimizes Conventional Drill Bits for Superior Performance with Rotary Steerable Systems*, Asia Pacific Oil and Conference and Exhibition, Jakarta, Indonesia, 20 – 22 September 2011, SPE 143 192.

8

FLUIDE DE FORAJ. EVACUAREA DETRITUSULUI

1. Cerinţe

Indiferent de tipul sondei – verticală, direcţională sau orizontală –, fluidul de circulaţie trebuie să asigure curăţirea tălpii sondei şi evacuarea detritusului, stabilitatea pereţilor găurii forate şi contrapresiunea necesară pentru a împiedica afluxul nedorit de fluide din stratele traversate. Pe cât posibil, fluidul trebuie să-şi păstreze caracteristicile tehnologice în timp şi de-a lungul sondei, el nu trebuie să interacţioneze cu rocile din pereţi ori să afecteze productivitatea orizonturilor productive. În sfârşit, fluidul de foraj nu trebuie să fie poluant, toxic, coroziv ori exagerat de scump.

În principiu, tipul şi proprietăţile fluidului de foraj sunt determinate de natura rocilor traversate, de presiunea şi temperatura întâlnite pe structura geologică respectivă. Dar, în sonde direcţionale sau orizontale, se impun şi alte exigenţe.

1. În asemenea sonde, mai ales în zonele cu intensităţi de deviere severe, forţele de frecare cu pereţii sondei, care se manifestă la deplasarea longitudinală şi la rotire, sunt simţitor mai mari decât la cele verticale şi pot deveni chiar deranjante. Apar dificultăţi la rotirea şi manevrarea garniturii de foraj, precum şi la tubarea coloanelor de burlane. Din acest motiv, sunt recomandabile fluide cu bune proprietăţi lubrifiante, cu coeficienţii de frecare dintre prăjini sau burlane şi pereţii sondei cât mai mici.

2. Evacuarea detritusului în sonde direcţionale sau orizontale este mult mai dificilă decât în cele verticale. Gravitaţional, particulele solide se depun pe peretele inferior al găurii de sondă şi stratul format creează dificultăţi la rotirea şi manevrarea garniturii de prăjini. Momentele de rotaţie cresc, garnitura de foraj se poate manşona şi chiar prinde în gaura de sondă. Când nu este rotită, garnitura se sprijină în general pe peretele inferior al găurii. În spaţiile înguste formate între prăjini şi perete vitezele de curgere sunt reduse, iar particulele solide se depun şi se aglomerează. În sonde orizontale, concentraţii medii de particule solide de 20 – 30% şi chiar de 50% nu sunt neobişnuite.

Conţinutul ridicat de particule solide diminuează viteza de avansare, accelerează uzura sapei şi înrăutăţeşte performanţele forajului.

Creşterea debitului, folosirea unor fluide în care viteza de sedimentare a particulelor solide să fie foarte redusă, manevrarea şi rotirea garniturii, curgerea

turbulentă, pomparea periodică a unor dopuri de spălare, folosirea unor turbulizori constituie soluţii posibile.

3. Riscul de prindere în dreptul stratelor permeabile din cauza diferenţei de presiune sondă-strate şi a adezivităţii turtei, când garnitura de foraj sau coloana de burlane sunt lăsate nemişcate, se accentuează odată cu creşterea înclinării sondei. Pericolul poate fi diminuat prin reducerea coeficienţilor de frecare şi de adezivitate, dar şi prin micşorarea grosimii turtei depuse pe pereţi. În acest sens, sunt de dorit fluide cu capacitate de filtrare redusă. Unele fluide, cum sunt cele pe bază de polimeri şi cu conţinut scăzut de particule solide, depun o turtă de colmatare subţire, adesea nesemnificativă, cu coeficienţi de frecare mici.

4. În perioadele de întrerupere a circulaţiei, dar şi în timpul circulaţiei, barita se poate depune. Ca efect, densitatea noroiului pe verticală, simultan şi de-a lungul sondei, se modifică. Acest fapt provoacă diverse probleme: pierderi de circulaţie sau manifestări eruptive, prinderi, frecări mari, cimentări nereuşite.

5. Distribuţia de tensiuni în jurul unei sonde înclinate în raport cu axa ei diferă de cea existentă în jurul unei sonde verticale forate pe aceeaşi structură. Pentru a asigura stabilitatea pereţilor şi a evita fisurarea rocilor, densitatea optimă a noroiului poate fi diferită de cea necesară într-o sondă verticală.

2. Tipuri de fluide

În perioada de început, sondele cu înclinări mari s-au forat cu noroaie obişnuite, aditivate corespunzător. Odată cu dezvoltarea forajului direcţional şi a celui orizontal, s-au impus fluidele care îndeplinesc cel mai bine cerinţele de mai sus. Multe tipuri de fluide au fost create special pentru acest gen de foraj. Coeficienţii de frecare, relativ mari, 0,30 – 0,50, pot fi reduşi cu diverşi lubrifianţi (acizi graşi, alcooli, esteri, substanţe tensioactive), chiar la 0,15 – 0,20.

Foarte atractive şi destul de folosite, sunt *fluidele pe bază de produse petroliere,* în speţă emulsiile inverse la care faza de dispersie este motorina. Ele depun turte de colmatare cu coeficienţi de frecare în jur de 0,20. Cum o mare parte dintre sondele direcţionale sau orizontale se forează în largul mărilor, un mediu ecologic sensibil, în care deversările de petrol sunt interzise, detritusul şi alte reziduuri trebuie transportate pe ţărm, ceea ce presupune cheltuieli suplimentare. În multe regiuni geografice este interzisă chiar şi folosirea lor.

Ca o alternativă, s-au răspândit emulsiile inverse care au ca fază continuă *uleiuri minerale cu conţinut foarte redus de aromate* (aromatele sunt considerate cancerigene), chiar cu conţinut zero. Ele sunt numite şi fluide cu toxicitate redusă. Uleiurile respective sunt distilate din petrol, cu o anumită tehnologie.

O soluţie acceptabilă ecologic o reprezintă *fluidele sintetice* la care în locul produsului petrolier ca fază de dispersie este folosit un fluid sintetic, biodegradabil atât în condiţii aerobice, cât şi anaerobice (pe fundul mării). Mai răspândite sunt fluidele pe bază de biodiesel obţinut prin esterificarea unor uleiuri vegetale, din rapiţă, palmier, soia, dar care sunt relativ scumpe.

Se folosesc, pentru proprietăţile lor ecologice dar şi inhibitive, şi fluide pe bază de glicoli, poliglicoli şi poliglicerină, esteri, olefine, în sinergism cu clorura de potasiu. Cu astfel de fluide coeficienţii de frecare scad până la 0,10 – 0,12.

O altă categorie de fluide utilizate la forajul direcţional şi la cel orizontal o constituie *fluidele cu biopolimeri* (guma de Xanthan, guma de Guar, hidroxietilceluloza de sodiu – HEC-ul), de regulă fără particule solide (bentonită, barită). Când concentraţia de polimeri este suficient de mare, macromoleculele acestora formează o reţea care conferă fluidului foarte bune caracteristici de suspendare a particulelor solide şi de evacuare a lor, recomandabile la forajul sondelor orizontale. Ele au bune proprietăţi lubrifiante şi inhibitive, viteză redusă de filtrare, stabilitate termică. În mod obişnuit, coeficienţii de frecare sunt 0,23 – 0,24, dar cu lubrifianţi suplimentari aceştia scad la 0,18 – 0,19.

Diverşi electroliţi (NaCl, KCl, $CaCl_2$, $KCHO_2$, $CaBr_2$, $ZnBr_2$) asigură caracterul inhibitiv al fluidului, reglează densitatea şi măresc termostabilitatea biopolimerilor. Uneori se foloseşte şi carbonat de calciu măcinat ori săruri granulare (în soluţii saturate), ambele cu granulaţie controlată în funcţie de mărimea porilor stratelor productive, ca agent de podire şi de creştere a densităţii sistemului.

3. Proprietăţi reologice

Pentru a evita dificultăţile şi accidentele, mai costisitoare şi mai dificil de rezolvat decât la forajul vertical, proprietăţile fluidelor de foraj sunt mai riguros stabilite şi controlate: caracteristicile lubrifiante, proprietăţile de filtrare şi cele reologice, caracterul inhibitiv la traversarea rocilor argiloase, densitatea, stabilitatea, conţinutul de solide ş.c.l. Pentru ca investiţia să fie justificată, orizonturile productive trebuie să fie cât mai puţin afectate de noroi.

Importanţa proprietăţilor lubrifiante şi a celor de filtrare la forajul direcţional sau orizontal a fost subliniată mai sus.

Interesează mai ales proprietăţile reologice, care contribuie în mare măsură la evacuarea detritusului – principala problemă la forajul direcţional sau orizontal – şi la prevenirea depunerii baritei.

Se consideră, în prezent, că modelul reologic cu trei parametri *Herschel-Bulckley* descrie cel mai bine comportarea majorităţii fluidelor de foraj, îndeosebi a emulsiilor inverse şi a fluidelor cu polimeri, deoarece ele îşi micşorează vâscozitatea când gradul de forfecare creşte – se fluidizează – şi, în general, suportă tensiuni de forfecare când viteza de forfecare este zero.

Relaţiile dintre tensiunea de forfecare τ şi viteza de forfecare $\dot{\gamma}$ pentru modelul Herschel-Bulckley sunt:

$$\begin{aligned} \dot{\gamma} &= 0 && \text{pentru } \tau \le \tau_{y,} \\ \tau &= \tau_y + K\,\dot{\gamma}^{\,n} && \text{pentru } \tau > \tau_{y,} \end{aligned} \qquad (1)$$

în care: τ_y este tensiunea de cedare (*yield stress*, în limba engleză);

K – indicele de consistenţă;

n – indicele de comportare (semnifică abaterea de la comportarea nenewtoniană, când $n = 1$).

Figura 1 ilustrează schematic modelul reologic Herschel-Bulckley în comparaţie cu modelul Bingham ($\tau = \tau_0 + \eta_p \dot{\gamma}$ cu η_p – vâscozitatea plastică şi τ_0 – tensiunea dinamică de forfecare, *yield point* sau *Bingham point* în limba engleză) şi cu modelul Ostwald-de Waele ($\tau = K\dot{\gamma}^n$), ambele cu doi parametri reologici, mai comode şi de aceea mai folosite. Deoarece aceste două din urmă iau în considerare numai două puncte de măsurare (la vâscozimetrul Fann doar la vitezele de forfecare 511 s^{-1} şi 1022 s^{-1}, corespunzătoare unghiurilor de deflecţie măsurate la 300, respectiv 600 rot/min), ele nu descriu satisfăcător comportarea fluidelor la viteze reduse de forfecare, sub 100 s^{-1}, întâlnite în spaţiul inelar şi în jurul particulelor solide.

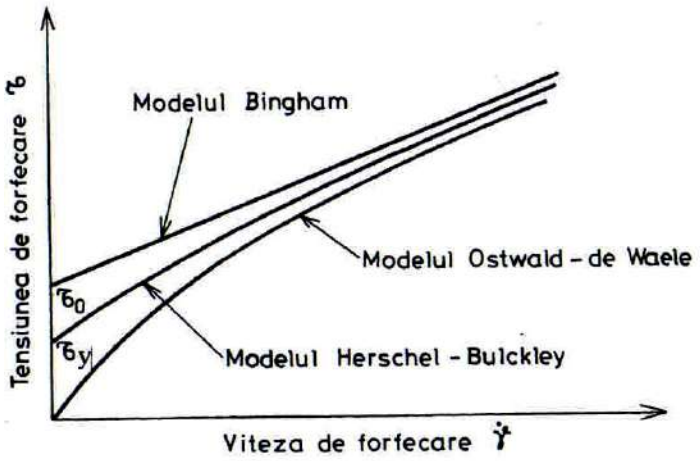

Fig. 1. *Modele de curgere a fluidelor.*

Parametrii τ_y, K şi n din modelul Herschel-Bulckley au semnificaţii similare cu parametrul τ_0 din modelul Bingham, respectiv K şi n din modelul Ostwald-deWaele, pe care le generalizează, dar nu au aceleaşi valori, pentru un fluid dat.

Pentru stabilirea celor trei parametri ai modelului Herschel-Bulckley, sunt necesare minimum trei măsurători, dar precizia creşte când numărul de date este mai mare, în special la viteze mici de forfecare. Se pot folosi datele obţinute cu un vâscozimetru rotativ Fann cu şase viteze: 3, 6, 100, 200, 300 şi 600 rot/min.

În acest scop se utilizează metoda celor mai mici pătrate. Problema constă în minimizarea sumei pătratelor abaterilor $\sum_{i=1}^{N} (\tau_i - \tau)^2$, unde N este numărul de

puncte. Aceasta presupune anularea derivatelor parţiale în raport cu cei trei parametri:

$$\frac{\mathrm{d}\sum_{i=1}^{N}\left[\tau_i-\left(\tau_y+K\dot{\gamma}_i^{\,n}\right)\right]^2}{\mathrm{d}\,\tau_y}=0, \tag{2}$$

$$\frac{\mathrm{d}\sum_{i=1}^{N}\left[\tau_i-\left(\tau_y+K\dot{\gamma}_i^{\,n}\right)\right]^2}{\mathrm{d}K}=0, \tag{3}$$

$$\frac{\mathrm{d}\sum_{i=1}^{N}\left[\tau_i-\left(\tau_y+K\dot{\gamma}_i^{\,n}\right)\right]^2}{\mathrm{d}n}=0. \tag{4}$$

Deoarece ecuaţia $\tau=\tau_y+K\dot{\gamma}^{\,n}$ nu poate fi liniarizată, sistemul de mai sus nu poate fi rezolvat decât printr-o tehnică iterativă.

Dacă se estimează o valoare pentru indicele *n*, ecuaţia respectivă se liniarizează şi din primele două ecuaţii, (2) şi (3), rezultă:

$$\tau_y=\frac{\sum_{i=1}^{N}\tau_i\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,2n}-\sum_{i=1}^{N}\tau_i\dot{\gamma}_i^{\,n}\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,n}}{N\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,2n}-\left(\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,n}\right)^2}, \tag{5}$$

$$K=\frac{N\sum_{i=1}^{N}\tau_i\dot{\gamma}_i^{\,n}-\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,n}\sum_{i=1}^{N}\tau_i}{N\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,2n}-\left(\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,n}\right)^2}. \tag{6}$$

Cele două valori determinate, τ_y şi *K*, împreună cu cea estimată *n*, trebuie să satisfacă următoarea ecuaţie, dedusă din (4):

$$\tau_y\cdot\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,n}\,\lg\dot{\gamma}_i+K\sum_{i=1}^{N}\dot{\gamma}_i^{\,2n}\,\lg\dot{\gamma}_i-\sum_{i=1}^{N}\tau_i\dot{\gamma}_i^{\,n}\,\lg\dot{\gamma}_i=0. \tag{7}$$

Dacă acest lucru nu se întâmplă, se repetă procedeul cu alte valori pentru parametrul *n*, dintr-un anumit domeniu, până ce ecuaţia (7) este satisfăcută, cu o eroare acceptabilă.

Liniarizarea este posibilă şi dacă se estimează o valoare iniţială pentru tensiunea de cedare τ_y. Logaritmând ecuaţia $\tau - \tau_y = K\,\dot{\gamma}^n$, ceilalţi doi parametri se determină cu relaţiile:

$$n = \frac{\sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_y)\lg\dot{\gamma}_i \sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_y)\lg(\tau_i - \tau_y) - \sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_{y_y})\sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_y)\lg\dot{\gamma}_i \lg(\tau_i - \tau_y)}{\left[\sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_y)\lg\dot{\gamma}_i\right]^2 - \sum_{i-1}^{N}(\tau_i - \tau_y)\sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_y)\left(\lg\dot{\gamma}_i\right)^2}, \quad (8)$$

$$\lg K = \frac{\sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_y)\lg(\tau_i - \tau_y) - n\sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_y)\lg\dot{\gamma}_i}{\sum_{i=1}^{N}(\tau_i - \tau_y)}. \quad (9)$$

Cu estimaţia lui τ_y şi cele două valori calculate, *n* şi *K*, se determină tensiunea τ din ecuaţia Herschel-Bulckley. Se modifică apoi valoarea lui τ_y până ce expresia:

$$\Delta = \sum_{i=1}^{N}\left(\tau_{i,mas} - \tau_{i,calc}\right)^2 \quad (10)$$

are valoarea minimă ($\tau_{i,\,măs}$ este valoarea măsurată; $\tau_{i,\,calc}$ – valoarea calculată).

Nu doar parametrii reologici ai modelului Herschel-Bulkley se obţin cu dificultate, dar şi relaţiile analitice debit-cădere de presiune pentru diverse spaţii de curgere sunt greu de utilizat. Din aceste motive, API 13D [38] recomandă tratarea fluidului Herschel-Bulkley ca pe unul Ostwald-de Waele, acceptând pentru τ_y o aproximaţie stabilită cu indicaţiile de la 3 şi 6 rot/min (vezi exemplul 1).

Exemplul 1. Cu un vâscozimetru Fann model 35VG s-au măsurat unghiurile de deflecţie φ (diviziuni citite pe discul solidar cu cilindrul interior) – coloana a doua, corespunzătoare turaţiilor din prima coloană, – tabela 1**.** Să se determine parametrii reologici ai fluidului testat dacă acesta este descris cu modelele Bingham, Ostwald-de Waele, respectiv Herschel-Bulckley şi să se traseze reogramele calculate.

Soluţie. Parametrii reologici ai modelului Bingham se determină cu relaţiile cunoscute:
– vâscozitatea plastică

$$\eta_p = \varphi_{600} - \varphi_{300} = 130 - 80 = 50\ \text{mPa}\cdot\text{s} = 0{,}050\ \text{N}\cdot\text{s/m}^2,$$

Tabela 1**. Comparaţie între modele reologice.**

Date măsurate				Tensiuni de forfecare calculate cu modelele			
Turaţia	*Diviziuni*	*Viteza de forfecare*	*Tensiuni de forfecare*	*Bingham*	*Ostwald-de Waele*	*Herschel Bulckley*	*Recom. API*
rot/min	-	s^{-1}	N/m^2	N/m^2	N/m^2	N/m^2	N/m^2
600	130	1022,4	66,43	66,45	66,49	66,30	66,27
300	80	511,2	40,88	40,89	40,93	41,38	40,73
200	62	340,8	31,68	32,37	30,81	31,57	30,83
100	40	170,4	20,44	23,85	18,97	20,14	19,46
6	9	10,22	4,60	15,84	2,65	4,61	4,54
3	7	5,11	3,58	15,58	1,63	3,66	3,68

– tensiunea critică de forfecare

$$\tau_0 = 0{,}4789\left(2\varphi_{300} - \varphi_{600}\right) = 0{,}4789\left(2 \cdot 80 - 130\right) = 14{,}37 \ \text{N/m}^2.$$

Dacă se presupune fluidul de tip Ostwald-de Waele:
– indicele de comportare

$$n = 3{,}32 \lg \frac{\varphi_{600}}{\varphi_{300}} = 3{,}32 \lg \frac{130}{80} = 0{,}700,$$

– indicele de consistenţă

$$K = 0{,}511 \frac{\varphi_{300}}{511^n} = 0{,}511 \frac{80}{511^{0{,}700}} = 0{,}520 \ \text{Ns}^n/\text{m}^2 .$$

Pentru modelul Herschel-Bulckley se folosesc relaţiile (8), (9) şi (10). Variind τ_y de la 0 până la 14,37 N/m^2, mărimea lui τ_0, valoarea minimă pentru mărimea Δ este 0,37 pentru care τ_y = 2,17 N/m^2. Cu aceasta din urmă, s-au găsit valorile K = 0,468 Ns^n/m^2 şi n = 0,710.

Se observă că parametrii găsiţi pentru modelul Herschel-Bulckley nu coincid cu cei stabiliţi pentru cele două modele anterioare.

Vitezele de forfecare şi tensiunile de forfecare la peretele cilindrului interior al vâscozimetrului, din coloanele 3 şi 4 ale tabelei 1, sunt calculate cu relaţiile:

$$\dot{\gamma} = 1{,}704 \, n_c, \ [\text{s}^{-1}] \quad \text{şi} \quad \tau = 0{,}511\varphi, \ [\text{N/m}^2],$$

unde n_c reprezintă turaţia cilindrului mobil, exterior, al vâscozimetrului, în rot/min, iar φ – unghiul de antrenare a cilindrului interior, de măsurare, în grade (diviziuni, care exprimă lbf/100 ft^2).

În tabela 1 sunt calculate tensiunile în cele şase puncte de măsurare cu cele trei modele (pentru modelul Bingham s-a folosit relaţia $\tau = \eta_p \dot{\gamma} + 1{,}067 \, \tau_0$). Cu acestea sunt trasate curbele de curgere din figura 2. O descriere mai bună se poate obţine dacă valorile măsurate, ca şi cele stabilite cu modelele Bingham şi Ostwald-de Waele, sunt calculate prin metoda celor mai mici pătrate.

Se vede că, la viteze de forfecare mici, modelul Herschel-Bulckley descrie cel mai bine comportarea reală a fluidului, figurată doar prin valorile măsurate.

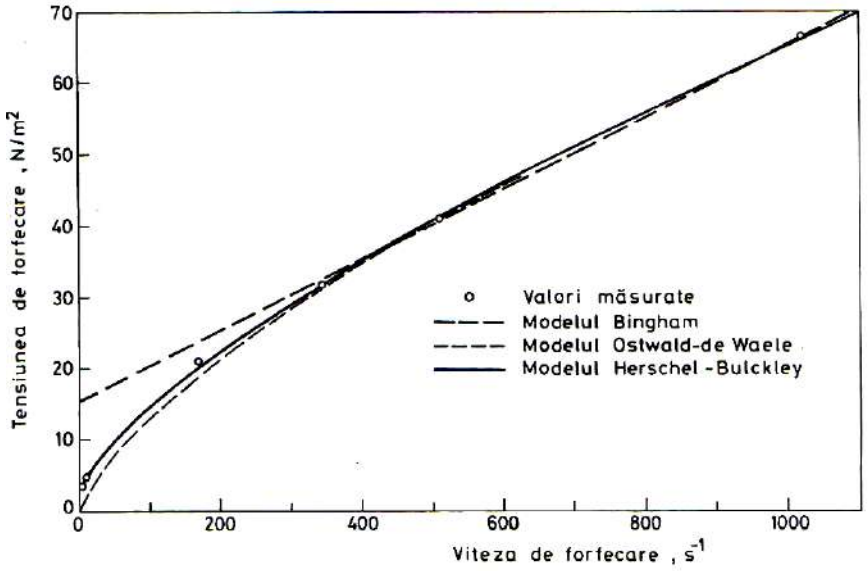

Fig. 2. *Modelarea curgerii fluidului testat în exemplul 1.*

Potrivit recomadărilor API 3D, parametrii reologici din ecuaţiile (1) se calculează cu relaţiile:

$$\tau_y = 2\varphi_3 - \varphi_6 = 2 \cdot 7 - 9 = 5\,\text{div} = 0{,}4789 \cdot 5 = 2{,}395 \ \text{N/m}^2,$$

$$n = 3{,}32 \lg \frac{\varphi_{600} - \tau_y}{\varphi_{300} - \tau_y} = 3{,}32 \lg \frac{130 - 5}{80 - 5} = 0{,}7365,$$

$$K = 0{,}511 \frac{\varphi_{300} - \tau_y}{511^n} = 0{,}511 \frac{80 - 5}{511^{0{,}7365}} = 0{,}3879 \ \text{Ns}^n/\text{m}^2.$$

Tensiunile calculate cu aceşti parametri sunt destul de apropiate de cele măsurate.

În spaţiul inelar, vitezele de forfecare variază în limite largi, în funcţie de mărimea debitului şi a dimensiunilor secţiunii de curgere: 0 – 200 s^{-1}. Un fluid de foraj ideal este considerat acela care are vâscozitate redusă la viteze mari de forfecare, pentru ca presiunile de pompare să fie scăzute, şi vâscozitate ridicată la vitezele mici de forfecare întâlnite în jurul particulelor solide (barită, detritus), pentru ca viteza de sedimentare să fie redusă şi capacitatea de evacuare mărită.

Asemenea calitate o au fluidele cu o comportare accentuat nenewtoniană, cu indicele *n* depărtat de unitate: 0,2 – 0,3.

Pentru evaluarea vitezei de sedimentare şi a capacităţii de evacuare a particulelor solide interesează vâscozitatea la viteze de forfecare sub 1 s^{-1} , nerealizabile cu vâscozimetrul uzual Fann. În şantier s-a introdus vâscozimetrul Brookfield care măsoară vâscozitatea la o viteză de forfecare nominală de 0,06 s^{-1}, dar

în cercetare se folosesc şi vâscozimetre cu care se pot determina parametrii reologici la viteze de forfecare mai mici. Domeniul de măsurare al vâscozimetrului RJF (introdus de Robinson şi Jachnik în 1996) este 0,0017 – 1,045 s^{-1}.

De remarcat că parametrii reologici măsuraţi cu vâscozimetrul Fann, chiar la viteza de forfecare minimă 5,11 s^{-1} (3 rot/min), nu pot descrie, prin extrapolare, comportarea fluidelor la viteze de forfecare mai reduse. În tabela 2 se observă că un fluid preparat cu gumă de Xanthan purificată are vâscozitatea aparentă la viteza de forfecare de 5,11 s^{-1} mai mică decât cea a unuia preparat cu hidroxietilceluloză de sodiu (HEC), dar la 0,06 s^{-1} lucrurile se inversează. Ca rezultat, timpul de suspendare a unor particule de nisip în primul fluid este mai mare decât în cel de-al doilea. Afirmaţia este ilustrată şi în figura 3.

Fluidele cu proprietăţi tixotropice – sistemul apă-argilă este tipic – previn sedimentarea detritusului şi a materialului de îngreunare, iar evacuarea acestora în timpul circulaţiei este îmbunătăţită. Sunt preferabile fluidele care au o rezistenţă de gel iniţială ridicată şi care rămâne apoi constantă.

Tabela 2. **Corelaţii între proprietăţile reologice a două fluide.**

C a r a c t e r i s t i c a	Unitatea de măsură	Fluid cu 4,3 kg/m^3 gumă de Xanthan	Fluid cu 7,1 kg/m^3 HEC
Vâscozitatea la pâlnia Marsh	s/qt*	35	120
Vâscozitatea plastică	mPa.s	5	23
Tensiunea de forfecare (de cedare)	N/m^2	8,7	21,4
Vâscozitatea la 5,11 s^{-1}	mPa.s	800	1500
Vâscozitatea la 0,06 s^{-1}	mPa.s	28 500	4000
Timpul de suspendare	min	140	19
Timpul de relaxare	–	1,5 – 2 min	0 – 15 s

* 1 *qt* = 0,946 l.

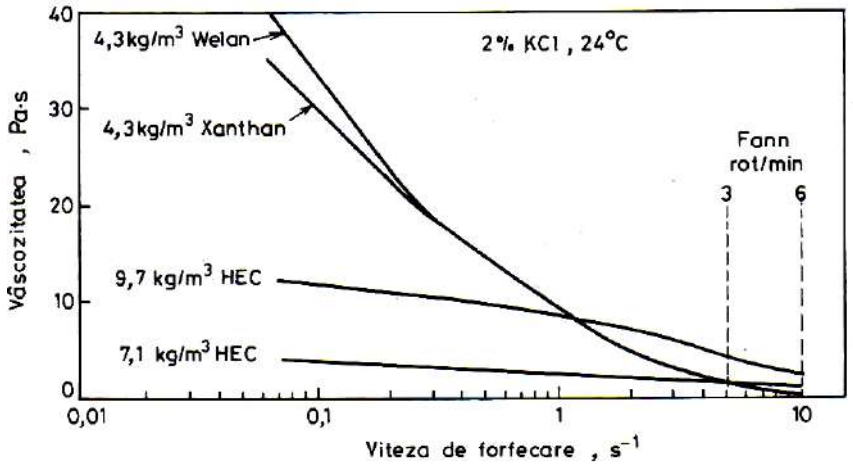

Fig. 3. *Variaţia vâscozităţii unor soluţii de polimeri cu viteza de forfecare.*

Adeseori, pentru a aprecia capacitatea de suspendare şi de evacuare a detritusului se calculează o tensiune de cedare τ_y cu indicaţiile vâscozimetrului Fann de la 3 şi 6 rot/min: $\tau_y = 2\varphi_3 - \varphi_6$.

Fluidele care conţin polimeri au şi caracteristici elastice, proprii corpurilor solide. Ele sunt definite prin diverşi moduli de elasticitate şi timpi de relaxare. Există cercetări care corelează capacitatea de evacuare mai degrabă cu proprietăţile vâscoelastice ale fluidelor decât cu cele pur vâscoase.

Timpul de relaxare poate fi evaluat şi cu un vâscozimetru Fann. După ce se fac determinările uzuale, se agită fluidul la turaţia cea mai mică (3 rot/min), se opreşte motorul şi se notează scăderea gradaţiilor de pe cadranul vâscozimetrului în timp. Fluidele care au timpul de relaxare mai mare (ritmul de scădere a unghiului de răsucire este mai mic) au o capacitate de suspendare şi de evacuare mai bună (v. tab. 2).

4. Transportul particulelor solide în sonde direcţionale şi în cele orizontale

În sonde verticale sau apropiate de verticală, dacă viteza medie a curentului ascensional de fluid v_{fl} depăşeşte viteza de lunecare a particulelor de detritus v_l – considerată egală cu viteza de cădere liberă în fluidul nemişcat –, mai devreme sau mai târziu particulele ajung la suprafaţă. Profilul neuniform al vitezei de mişcare în spaţiul inelar, fără îndoială excentric şi variabil ca formă, rotirea garniturii de foraj, forma şi dimensiunile variate ale particulelor, interacţiunea lor cu pereţii sondei ori cu prăjinile, dar şi între ele, complică fenomenul de transport. Totuşi, cel puţin statistic, se acceptă că viteza medie de transport a particulelor v_{tr} este egală cu diferenţa $v_{fl} - v_l$ (fig. 4, *a*).

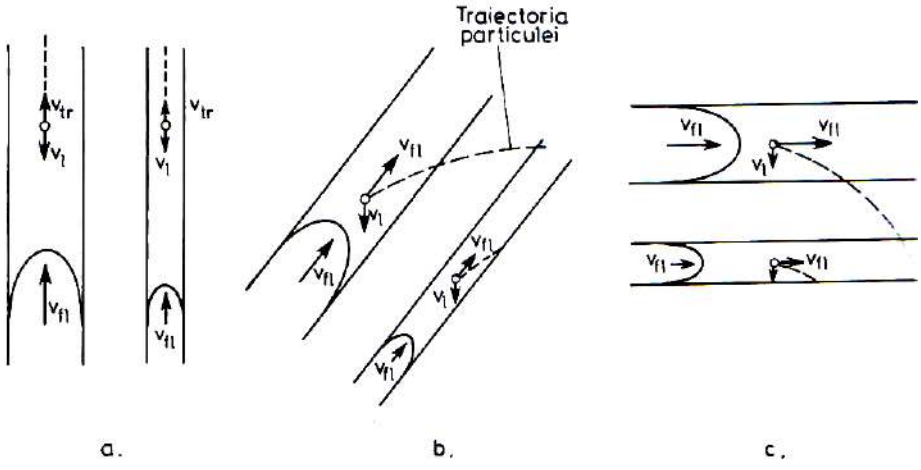

Fig. 4. *Mişcarea particulelor solide:*
a – în sonde verticale; b – în sonde înclinate; c – în sonde orizontale.

Pentru a evalua eficienţa fenomenului de transport al detritusului, se folosesc diverse criterii. Unul dintre ele îl constituie *concentraţia de particule în spaţiul inelar* c_{si}: ea reprezintă raportul dintre volumul total de particule şi volumul amestecului fluid-particule în care acestea se află. La concentraţii nu prea mari, $c_{si} \approx c_i v_{fl}/v_{tr}$, unde c_i este concentraţia la intrarea ori la ieşirea din circuit. Aceasta din urmă reprezintă raportul dintre debitul de particule pătrunse în circuit şi debitul de fluid.

Pentru a evita pericolul de manşonare sau de prindere a garniturii de foraj, în sonde verticale se recomandă ca c_{si} să nu depăşească 4 – 5%.

Un al doilea criteriu este raportul $R_t = v_{tr}/v_{fl}$, numit şi *indice de transport*. Este de dorit ca acesta să fie mai mare de 0,5, altfel spus, viteza medie a fluidului să fie de două ori mai mare decât cea de lunecare. În caz contrar, există riscul de prindere a garniturii de foraj.

În sonde înclinate, peste 10°, inclusiv în cele orizontale, transportul detritusului este principial diferit de cel din sondele verticale. Primul criteriu, c_{si}, este aplicabil, dar concentraţii medii de 20 – 30% şi chiar mai mari nu constituie neapărat un pericol de prindere a garniturii. Al doilea criteriu, R_t, poate fi aplicat doar convenţional.

În sonde înclinate, particulele solide cad liber, sub influenţa gravitaţiei, tot pe verticală. Destul de repede ele ajung pe peretele inferior al sondei; durata şi traiectoriile parcurse de particule sunt determinate de viteza de lunecare, înclinarea sondei, diametrul sondei şi cel al prăjinilor, dar şi de viteza fluidului (fig. 4, *b* şi *c*).

Dacă viteza curentului de fluid în vecinătatea peretelui inferior este mică şi frecarea cu peretele este suficient de mare, particulele rămân pe loc şi, în timp, ele se aglomerează formând un strat cu grosimea mai mult sau mai puţin uniformă. Lichidul cu particule în suspensie care circulă deasupra acestui strat exercită o acţiune de erodare, de antrenare a particulelor depuse. Ca rezultat, grosimea stratului se stabilizează. Este posibil ca detritusul să fie transportat şi sub forma unor dune.

Problemele care interesează la forajul sondelor înclinate şi al celor orizontale, din punctul de vedere al evacuării detritusului, sunt:

1. care este specificul evacuării în sonde înclinate şi în cele orizontale, şi cum poate fi ea influenţată;
2. în ce condiţii se formează stratul de particule solide şi ce factori determină grosimea lui;
3. în ce măsură prezenţa stratului de particule este periculoasă în timpul forajului şi dacă există o grosime critică în acest sens;
4. care este debitul minim deasupra căruia stratul staţionar nu se formează – întreaga cantitate de particule solide rămâne în suspensie şi este evacuată de curentul de fluid;
5. care sunt cele mai eficiente tipuri de fluide pentru evacuarea detritusului în asemenea sonde.

4.1. Mecanismul de transport

S-au avansat mai multe modele pentru descrierea mecanismelor de evacuare a particulelor de detritus în sonde direcţionale şi în cele orizontale. Unele sunt inspirate din transportul hidraulic prin conducte al materialelor granulare (nisip, cărbune, minereuri), dar cele mai multe au la bază cercetări experimentale specifice.

Se acceptă adesea că în spaţiul inelar al sondelor cu înclinări suficient de mari există două strate relativ distincte: unul de particule solide depuse pe peretele inferior al sondei şi al doilea, aflat deasupra, constituit dintr-o suspensie mai mult sau mai puţin omogenă. Particulele solide sunt evacuate în cea mai mare parte în curentul mobil de deasupra stratului de particule depuse, dar sunt luate în considerare şi unele mecanisme care au loc la suprafaţa acestui strat: de lunecare sau de rostogolire a particulelor solide, de „saltaţie" (un fenomen de ridicare şi cădere continuă la suprafaţa stratului de particule), de eroziune şi chiar de formare a unor dune mişcătoare. Şi stratul de particule depuse poate deveni mobil, uneori sub forma unor avalanşe, la înclinări medii.

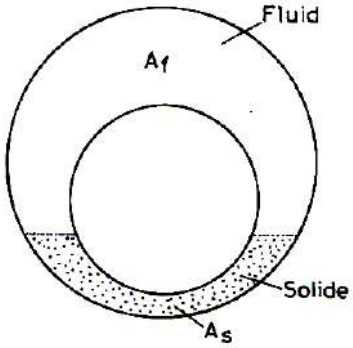

Fig. 5. *Model de transport cu două strate.*

Pentru a stabili înălţimea stratului de particule în sonde înclinate, *Gavignet şi Sobey* [11] presupun că toate particulele solide s-au depus pe peretele inferior şi că stratul format lunecă în sus de-a lungul peretelui (fig. 5).

Neglijând variaţia presiunii hidrostatice în cele două strate, ecuaţiile de echilibru corespunzătoare sunt:

$$\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}z} A_f = -\tau_f S_f - \tau_i S_i \tag{11}$$

pentru stratul de fluid şi

$$\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}z} A_s = -\tau_s S_s + \tau_i S_i \tag{12}$$

pentru cel de particule.

S-au notat:

$\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}z}$ – gradientul de presiune pe distanţa axială z;

A_f – aria secţiunii transversale a stratului de fluid;

A_s – aria secţiunii transversale a stratului de particule solide;

S_f – aria pe care fluidul vine în contact cu pereţii sondei şi cu cei ai prăjinilor;

S_s – aria pe care stratul de particule solide se află în contact cu pereţii sondei şi, eventual, cu cei ai prăjinilor;

S_i – aria interfeţei fluid-solide;

τ_f – tensiunile de forfecare pe suprafeţele de arie S_f;

τ_s – tensiunile de forfecare pe suprafeţele de arie S_s;

τ_I – tensiunile de forfecare pe interfaţa fluid-solide.

Dacă se elimină gradientul de presiune dp/dz din relaţiile (11) şi (12) rezultă:

$$A_s \tau_f S_f + A \tau_i S_i = A_f \tau_s S_s \tag{13}$$

cu $A = A_f + A_s$.

Tensiunile de forfecare τ_f se determină din relaţia cunoscută

$$\tau_f = \frac{\lambda_f}{4} \frac{v_f^2}{2} \rho_f, \tag{14}$$

unde: λ_f este coeficientul de rezistenţă hidraulică;

v_f – viteza medie a fluidului;

ρ_f – densitatea fluidului.

Pentru a exprima tensiunile de forfecare τ_s se consideră că frecările dintre stratul de particule solide şi pereţi au două componente: frecarea fluidului din porii lui şi frecarea particulelor solide între ele. Admiţând că cele două efecte sunt aditive:

$$\tau_s = \frac{\lambda_s}{4} \rho_f \frac{v_s^2}{2} + K_f c (\rho_s - \rho_f) g \frac{A_s}{S_s} \sin\alpha. \tag{15}$$

S-au notat: λ_s – coeficientul de rezistenţă hidraulică pentru lichidul ce umple porii stratului de particule solide;

v_s – viteza stratului de particule solide;

K_f – un coeficient de frecare solide-solide (cel static K_{fs} se ia 0,6, iar cel dinamic $K_{fd} = 0{,}3$);

c – concentraţia de particule solide (0,5 – 0,6).

Tensiunile de forfecare interfaciale

$$\tau_i = \frac{\lambda_i}{4} \rho_f \frac{v_f - v_s}{2} \left| v_f - v_s \right|. \tag{16}$$

Coeficientul de rezistenţă hidraulică λ_f este o funcţie de numărul lui Reynolds, definit pentru întreaga secţiune de curgere,

$$\mathrm{Re}_f = \frac{\rho_f v_f (D_s - d)}{\eta_{ef}} \tag{17}$$

cu: D_s – diametrul găurii de sondă;
d – diametrul exterior al prăjinilor;
η_{ef} – vâscozitatea efectivă a fluidului.

Coeficientul de rezistenţă hidraulică pentru lichidul ce umple porii particulelor solide λ_s este o funcţie de numărul lui Reynolds

$$\mathrm{Re}_s = \frac{\rho_f v_s (D_s - d)}{\eta_{ef}}. \tag{18}$$

Cu cele două numere Reynolds, se calculează coeficientul λ:

$$\lambda = \frac{64}{\mathrm{Re}} \tag{19}$$

în regim laminar şi

$$\lambda = \left[2 \lg \left(\mathrm{Re} \sqrt{\lambda} \right) - 0{,}80 \right]^{-2} \tag{20}$$

în regim turbulent.

Ultima relaţie este *formula lui Nicuradze.*

S-a constatat că stratul de fluid curge de obicei turbulent, iar pentru stratul de particule solide tensiunile de forfecare sunt create în cea mai mare măsură de frecarea particulelor solide.

Pentru factorul de frecare interfacială este propusă formula

$$\lambda_i = \frac{8}{\left(4{,}06 \lg \frac{d_h}{d_p} + 3{,}36 \right)^2} \tag{21}$$

cu d_h – diametrul hidraulic,

d_p – diametrul particulelor solide.

O corelaţie empirică pentru λ_i a fost găsită şi de *Martins et al*. [19]. În afara raportului d_h/d_p sunt incluse influenţa numărului Re şi cea a indicelui de comportare *n*.

Ariile A_f, A_s, S_f, S_s, S_i şi înălţimea stratului de particule solide se determină în funcţie de situaţia existentă:

1. prăjinile se află deasupra stratului de particule solide;
2. prăjinile sunt parţial îngropate în stratul de detritus;
3. prăjinile sunt complet îngropate în stratul de detritus.

Pentru stabilirea înălţimii stratului de particule solide, calculul este iterativ.

Figura 6 ilustrează consideraţiile teoretice de mai sus, pentru anumite condiţii cunoscute. Se observă că la debite suficient de mari, grosimea stratului de particule solide se reduce la zero.

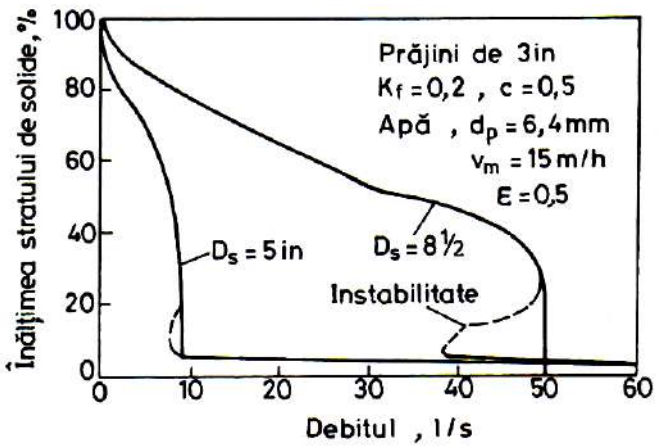

Fig. 6. *Variaţia grosimii stratului de particule solide cu debitul de circulaţie pentru o sondă orizontală [11].*

Diagrame similare cu cea din figura 6 au fost obţinute şi în alte cercetări experimentale, ceea ce denotă că debitul este parametrul esenţial la evacuarea detritusului [18, 25].

Modelul de evacuare în două strate cunoaşte şi alte abordări.

Experimental, s-a constatat că stratul de detritus nu măreşte semnificativ forţa de ridicare a garniturii, la suprafaţă, decât atunci când înălţimea lui depăşeşte o anumită valoare.

S-au avansat şi modele mai complexe, cu trei strate distincte [5, 23, 33, 34].

În funcţie de mărimea debitului de curgere, sunt evidenţiate mai multe moduri de transport a detritusului în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale (fig. 7).

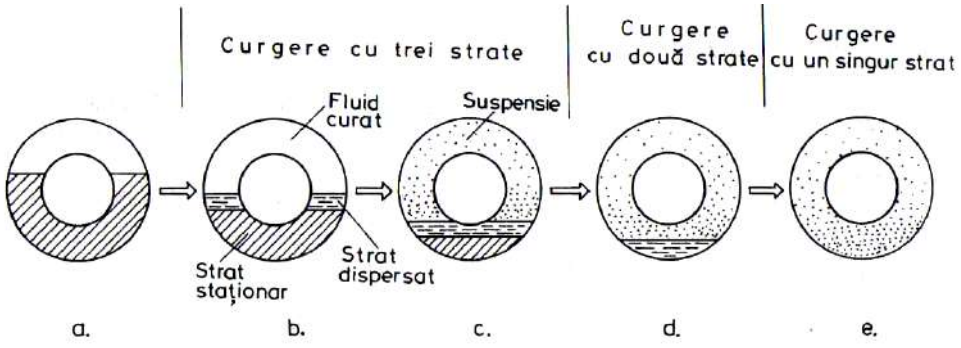

Fig. 7. *Modele de transport în sonde cu înclinări mari:*
a – cu strat de particule solide staţionar; b – cu strat de particule staţionar, strat diluat şi strat de fluid curat; c – cu strat de particule staţionar, strat diluat şi suspensie; d – cu strat diluat şi suspensie; e – cu toate particulele solide în suspensie [23].

La debite reduse, particulele solide se depun sub forma unui strat omogen imobil şi lichidul circulă pe deasupra lui (fig. 7, *a*).

Când viteza medie de curgere atinge o anumită valoare, particulele solide de pe suprafaţa stratului staţionar sunt antrenate şi formează un strat diluat cu particule solide. În secţiunea de curgere se disting trei strate: unul staţionar cu concentraţia particulelor solide uniformă, al doilea dispersat cu o concentraţie variabilă şi deasupra o zonă cu lichid relativ curat (fig. 7, *b*).

Dacă viteza de curgere este mărită, curenţii turbulenţi creaţi ridică o parte dintre particule şi le dispersează în zona de lichid, formând o suspensie eterogenă deasupra stratului de particule dispersate (fig. 7, *c*). Stratul de concentraţie uniformă poate fi staţionar ori se mişcă împreună cu cel diluat.

Pe măsură ce viteza de circulaţie creşte, tot mai multe particule sunt antrenate, stratul uniform este dispersat până la dispariţie şi în secţiunea de curgere rămân doar două strate: unul de particule dispersate şi deasupra lui o suspensie eterogenă (fig. 7, *d*).

În sfârşit, la o viteză de curgere suficient de mare, toate particulele solide sunt transportate sub forma unei suspensii turbulente eterogene sau chiar omogene (fig. 7, *e*).

Scriind ecuaţiile de echilibru pentru diversele situaţii – similare cu cele aplicate în cazul anterior, cu două strate – cu anumite ipoteze, criterii de curgere şi valori pentru coeficienţii de frecare, se pot determina, numeric, grosimea relativă (faţă de diametrul sondei) a stratelor în secţiunea de curgere (fig. 8), concentraţia medie de particule solide (fig. 9) şi gradientul de presiune în funcţie de viteza medie de circulaţie (fig. 10).

În regiunea 1 (fig. 8), schema de curgere constă într-un strat staţionar de particule solide (grosimea lui este indicată de linia groasă) şi o bandă de lichid în care particulele sunt antrenate de tensiunile de forfecare de la suprafaţa stratului staţionar de particule solide (înălţimea benzii este indicată de linia întreruptă).

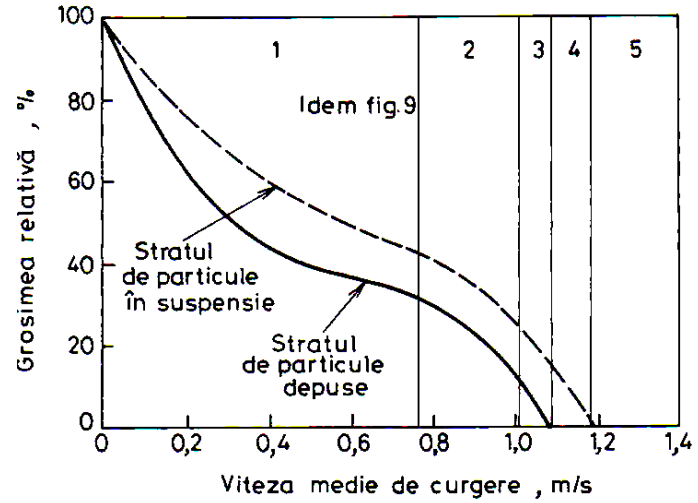

Fig. 8. *Variaţia grosimii stratelor de particule cu viteza medie de curgere în spaţiul inelar [23].*

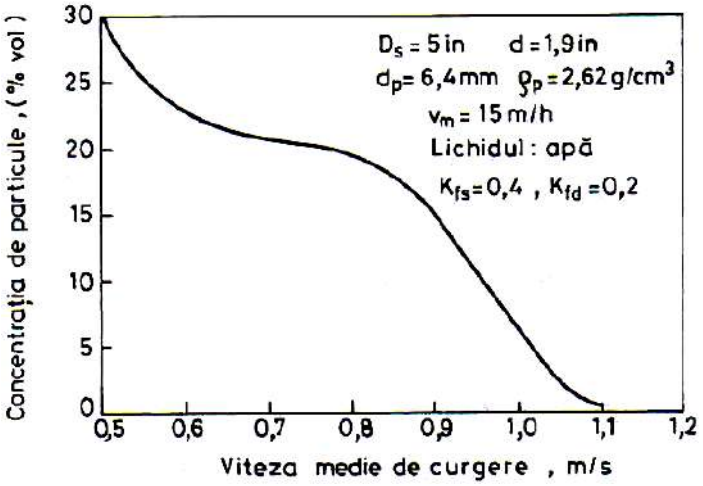

Fig. 9. *Variaţia concentraţiei detritusului în spaţiul inelar cu viteza medie de curgere [23].*

La o viteză medie de circa 0,76 m/s – pentru exemplu calculat cu datele din figura 9 – este satisfăcut criteriul de curgere turbulentă a amestecului şi particulele solide sunt antrenate de curenţii de turbulenţă – regiunea 2.

La aproximativ 1 m/s, stratul de particule solide începe să lunece de-a lungul peretelui inferior al sondei – regiunea 3.

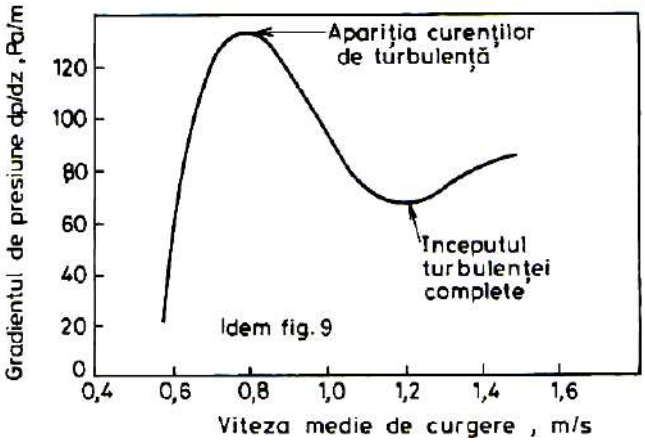

Fig. 10. *Variaţia căderii de presiune cu viteza medie de curgere [23].*

La circa 1,07 m/s, stratul de particule solide se disipează şi rămân doar două strate: unul dispersat mobil şi suspensia în mişcare turbulentă – regiunea 4.

La 1,18 m/s, ca urmare a turbulenţei accentuate, dispare şi stratul dispersat, toate particulele fiind transportate într-o mişcare turbulentă – regiunea 5.

Figura 9 confirmă ceea ce este de aşteptat: concentraţia medie de particule solide în spaţiul inelar scade cu viteza medie de curgere.

Interesantă este variaţia gradientului de presiune. La viteze de curgere reduse, cât timp stratul de particule depuse este staţionar, gradientul de presiune creşte cu viteza. După ce apar curenţii de turbulenţă şi stratul începe să lunece, gradientul de presiune scade continuu până în momentul când stratul este dispersat şi curgerea este complet turbulentă. În continuare, tendinţa se inversează: gradientul de presiune creşte. Minimul atins poate fi un indicator de iniţiere a turbulenţei depline.

Interesează şi viteza medie a particulelor solide de-a lungul sondei, pentru a estima adâncimea de unde ele provin. Experienţele semiindustriale arată că viteza este mai mică cu până la 40% faţă de viteza medie a noroiului, dar este puternic influenţată de rotirea garniturii, vâscozitatea noroiului, înclinarea sondei [10]

4.2. Factorii care influenţează procesul de evacuare

Prin cercetări experimentale şi studii teoretice, de modelare a fenomenului de evacuare a detritusului în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale, a fost pusă în evidenţă influenţa factorilor principali care guvernează procesul respectiv: înclinarea sondei, viteza medie a fluidului în spaţiul inelar, tipul, densitatea şi proprietăţile reologice ale fluidului de circulaţie, regimul de curgere, viteza de avansare a sapei (debitul de particule solide), forma, dimensiunile şi densitatea particulelor solide, dimensiunile şi excentricitatea spaţiului de curgere, turaţia garniturii de foraj ş.a.

1. Înclinarea sondei. Toate experienţele şi observaţiile de şantier arată că pe măsură ce înclinarea sondei creşte, menţinând ceilalţi parametri neschimbaţi, evacuarea detritusului în general se înrăutăţeşte. Dacă se acceptă ca indicator de eficienţă a transportului concentraţia totală de particule solide în spaţiul inelar, un exemplu de variaţie a acesteia cu înclinarea este ilustrat în figura 11: concentraţia creşte în general cu înclinarea.

În sonde cu înclinări mici, sub 10°, nu există diferenţe semnificative faţă de evacuarea în sonde verticale. În regim de curgere laminar, particulele de detritus se deplasează în mare măsură de-a lungul peretelui inferior al sondei.

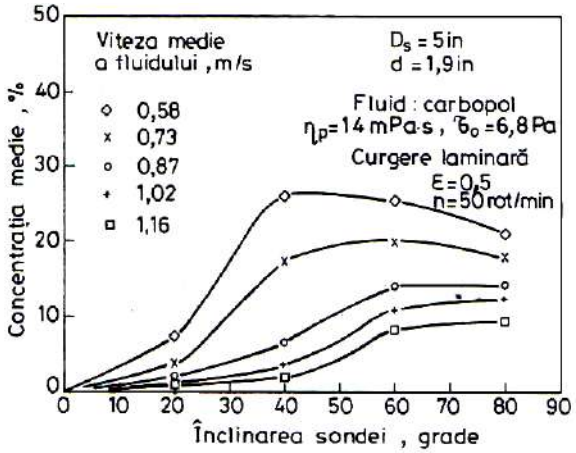

Fig. 11. *Variaţia concentraţiei de detritus cu înclinarea sondei [33].*

. La înclinări mai mari, 10 – 30°, tot mai multe particule solide se îndreaptă spre peretele inferior şi, dacă vitezele de curgere sunt mici (sub 0,6 m/s), se formează pe peretele respectiv un strat de particule relativ subţire (sub 3 mm). El este instabil, lunecă în jos şi particulele sunt antrenate în zone cu viteze mari. La viteze medii (0,6 – 0,9 m/s) se pot forma aglomerări care, uneori, umplu întreaga secţiune de curgere. La viteze de curgere mari, detritusul este transportat în mod continuu sub forma unei suspensii eterogene.

Domeniul cuprins între 30 şi 60° este considerat critic. Dacă viteza de curgere medie nu este prea mare, stratul de particule solide care se formează lunecă în jos atunci când greutatea lui depăşeşte forţele de frecare şi cele de aderenţă cu peretele, se surpă şi poate bloca spaţiul inelar ducând la prinderea garniturii de foraj. Fenomenul poate avea loc când se întrerupe circulaţia şi efectul tensiunilor de forfecare de la perete dispare. Unghiul de înclinare peste care stratul de particule solide se stabilizează este determinat de proprietăţile lubrifiante ale fluidului, tixotropia lui, forma particulelor, rugozitatea suprafeţei pereţilor. În cazul emulsiilor inverse, pe suprafeţe netede, unghiul de stabilizare ajunge la 70°; altminteri, el scade la 35 – 45°.

Curgerea turbulentă şi rotirea garniturii destabilizează stratul de particule solide. Periodic se pot forma şi dune.

S-a constatat că în tuburi înclinate, mai ales la 45 – 50°, viteza de sedimentare într-un fluid aflat în repaus creşte de câteva ori în raport cu cea dintr-un tub aflat în poziţie verticală – *efectul Boycott* (după numele cercetătorului care l-a semnalat, în 1920, în vasele sanguine). Se pare că efectul se manifestă şi în sonde, iar în condiţii dinamice el se intensifică.

La înclinări mai mari de 60 – 70°, stratul de particule solide se formează aproape întotdeauna la viteze de curgere uzuale şi el nu mai lunecă în jos când circulaţia este oprită. El poate fi destabilizat prin rotirea garniturii de foraj, iar prin folosirea unor fluide cu proprietăţi vâscoplastice şi mai ales prin asigurarea unei turbulenţe înaintate este împiedicat să se formeze.

2. Viteza de curgere. Dintre toţi parametrii tehnologici care guvernează fenomenul de evacuare a detritusului în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale, ca şi la forajul vertical de altfel, viteza medie a fluidului în spaţiul inelar joacă rolul dominant. Pe măsură ce viteza fluidului creşte, grosimea stratului de particule depuse se micşorează, până la dispariţie, iar concentraţia medie de particule în secţiunea de curgere se reduce (v. fig. 8 şi 9). Efectul vitezei a fost studiat atât experimental, cât şi teoretic [4, 7, 23, 33].

Aşa cum s-a mai precizat, odată cu creşterea vitezei de curgere, se modifică şi structura sistemului solide-fluid, precum şi mecanismul de transport. La viteze mici se formează un strat de particule solide staţionar, deasupra căruia fluidul

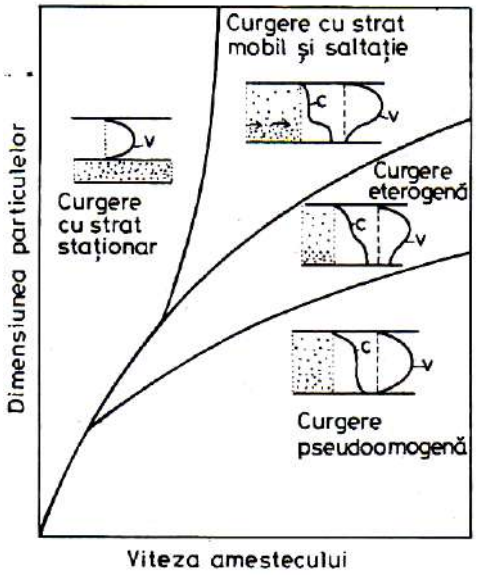

Fig. 12. *Moduri de curgere a sistemului solide-lichid în conducte orizontale.*

antrenează particule printr-o mişcare de saltaţie sau prin suspendare. La viteze suficient de mari, stratul de particule nu se formează: curgerea este pseudo-omogenă, în general turbulentă. Între aceste două situaţii extreme s-au observat diverse moduri de mişcare.

Figura 12 prezintă o schemă a situaţiilor posibile într-o conductă orizontală în care intervin şi dimensiunile particulelor solide. La viteze mici se formează stratul de particule solide, iar suspensia curge prin secţiunea rămasă cu o viteză evident mai mare decât cea corespunzătoare întregii secţiuni.

La viteze mai mari, stratul de particule solide devine mobil, eventual cu intermitenţă. Urmează o curgere eterogenă, în care concentraţia de particule solide este mai mare spre partea inferioară, şi în final o curgere pseudoomogenă. Dimensiunea particulelor joacă un rol important în această schemă.

Toate cercetările au arătat că atunci când viteza medie a curentului de curgere este suficient de mare stratul de particule depuse nu se formează.

3. Proprietăţile reologice şi regimul de curgere. Dificil de separat de efectul tipului de fluid, de cel al densităţii lui şi mai ales de regimul de curgere, efectul proprietăţilor reologice este destul de contradictoriu, iar uneori este considerat minor. Parametrii reologici luaţi în considerare, regimul de curgere, înclinarea, rotirea, manevrarea şi excentricitatea garniturii de prăjini, modul de experimentare diferit duc adesea la concluzii diferite [12].

În regim laminar, se acceptă de obicei că fluidele mai vâscoase asigură o evacuare mai bună: se reduce viteza de sedimentare a particulelor solide şi, prin creşterea tensiunilor de forfecare interfaciale, grosimea stratului de particule solide se reduce. Indicaţiile vâscozimetrului Fann la 3 şi 6 rot/min, rezistenţa de gel iniţială, dar mai ales vâscozitatea măsurată la viteza de forfecare de 0,06 s^{-1} (la vâscozimetrul Brookfield) constituie parametri mai adecvaţi decât vâscozitatea plastică şi tensiunea critică de forfecare calculate cu indicaţiile de la 300 şi 600 rot/min.

În regim turbulent, parametrii reologici nu au practic nici un efect. Obţinerea turbulenţei este determinată totuşi de valoarea acestor parametri, iar criteriul de turbulenţă calculat depinde de tipul reologic adoptat. De remarcat că, în prezenţa stratului de particule solide, regimul de mişcare calculat pentru secţiunea totală poate fi laminar, dar în secţiunea reală de curgere el poate fi turbulent. Excentricitatea prăjinilor, mişcarea elicoidală imprimată de rotirea garniturii complică şi ele aprecierea regimului de curgere.

Există trei „filozofii" în privinţa proprietăţilor reologice şi a regimului de curgere necesare pentru o evacuare eficientă a detritusului [17].

1. Una dintre ele susţine ideea că, pentru forajul sondelor orizontale sau cu înclinări mari, sunt adecvate fluidele vâscoelastice, cu vâscozitate ridicată la viteze reduse de forfecare. Majoritatea fluidelor cu polimeri fac parte din această categorie. Asemenea fluide au o mare capacitate de suspendare a particulelor solide. Profilul vitezelor în secţiunea de curgere este foarte aplatizat, cu viteze de forfecare scăzute în cea mai mare parte a secţiunii. În apropierea pereţilor, unde

vitezele de forfecare sunt mari, particulele solide sunt antrenate şi redirijate în zona centrală cu vâscozitate ridicată. Şi fluidele vâscoplastice cu indicele de comportare *n* redus au profilul vitezelor aplatizat, de aceea sunt recomandate adesea pentru forajul sondelor cu înclinări mari.

Capacitatea de evacuare a acestor fluide poate fi evaluată prin durata necesară depunerii particulelor solide, care poate ajunge la zeci de minute în spaţii inelare uzuale, sau prin lungimea drumului parcurs până la depunere, care poate depăşi 1000 m la debite şi dimensiuni transversale obişnuite.

2. Fluidele cu vâscozitate redusă sau moderată, cu capacitate redusă de suspendare, pot fi utilizate la forajul sondelor cu înclinări mari sau orizontale dacă se asigură în spaţiul inelar o viteză medie critică, deasupra căreia toate particulele solide rămân în suspensie. Curgerea poate fi laminară sau turbulentă. Există multe modele care dezvoltă algoritmi de calcul al acestei viteze critice (v. par. 4)

3. Fluidele cu vâscozitate redusă, 5 – 15 mPa·s la 170 s^{-1} (100 rot/min), asigură o curăţire eficientă în sonde cu înclinări mari dacă ele curg turbulent. Prin creşterea gradului de turbulenţă se pot obţine efecte mai favorabile decât prin creşterea vâscozităţii. Viteza medie în spaţiul inelar nu este un parametru satisfăcător în acest caz. Se utilizează o viteză calculată prin multiplicarea celei medii cu rădăcina pătrată a diametrului hidraulic, pentru fluide newtoniene [17].

4. Densitatea fluidului. Prin creşterea densităţii fluidului de circulaţie, viteza de lunecare a particulelor solide scade datorită efectului de flotabilitate; ca rezultat, evacuarea detritusului este mai bună.

În figura 13 este modelat efectul densităţii asupra grosimii stratului de particule solide de pe peretele inferior al sondei şi asupra concentraţiei medii de particule solide din spaţiul inelar. El este confirmat de experienţe.

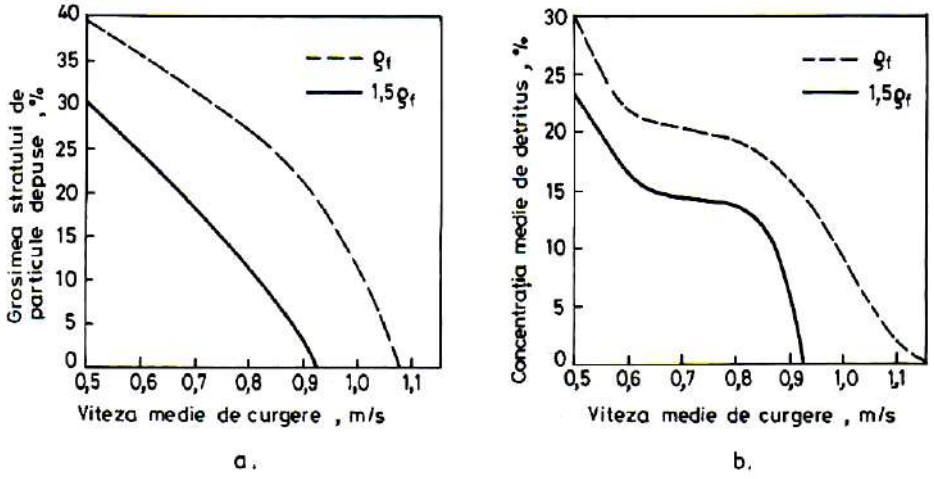

Fig. 13. *Efectul densităţii fluidului de circulaţie* ρ_f*:*
a – asupra grosimii stratului de particule solide;
b – asupra concentraţiei medii de particule solide în spaţiul inelar [23].

5. Dimensiunile şi densitatea particulelor solide. În principiu, particulele mai mici sunt mai uşor de antrenat şi de evacuat, dar unele experienţe au indicat contrariul [7]. Vâscozitatea fluidului şi înclinarea joacă şi ele un rol în această afirmaţie. Dacă la vâscozităţi scăzute, particulele mai mici sunt evacuate uşor, indiferent de înclinarea sondei, în fluide cu vâscozităţi ridicate acest fapt este valabil doar la înclinări mari.

Tendinţa de depunere a particulelor cu densitate mai mare este, evident, mai ridicată şi evacuarea lor este mai dificilă dacă densitatea noroiului rămâne aceeaşi.

6. Excentricitatea spaţiului inelar. Efectul acestui factor a fost cercetat teoretic şi experimental, cu instalaţii care simulează mai mult sau mai puţin condiţiile din gaura de sondă. Rezultatele sunt contradictorii [12, 16, 22, 23, 33].

Conform cercetărilor efectuate de *Tomren et al.*, la înclinări până la 35° efectul excentricităţii este minor (fig. 14). Între 35 şi 55°, efectul este nerelevant (curbele se încrucişează). Peste 55°, când tubul interior este excentric, evacuarea este mai proastă decât în cazul când cele două tuburi sunt concentrice ($\varepsilon = 0$), mai ales la excentricităţi pozitive (tubul interior se apropie de peretele de jos al tubului exterior) şi la viteze de curgere scăzute [33].

După alte experienţe, în cazul spaţiilor excentrice, viteza critică (v. par. 4.4) la care tot detritusul se află în suspensie este mai mică atunci când secţiunea de curgere este concentrică, mai ales în absenţa rotirii garniturii, ceea ce înseamnă că în spaţii excentrice evacuarea este mai uşoară.

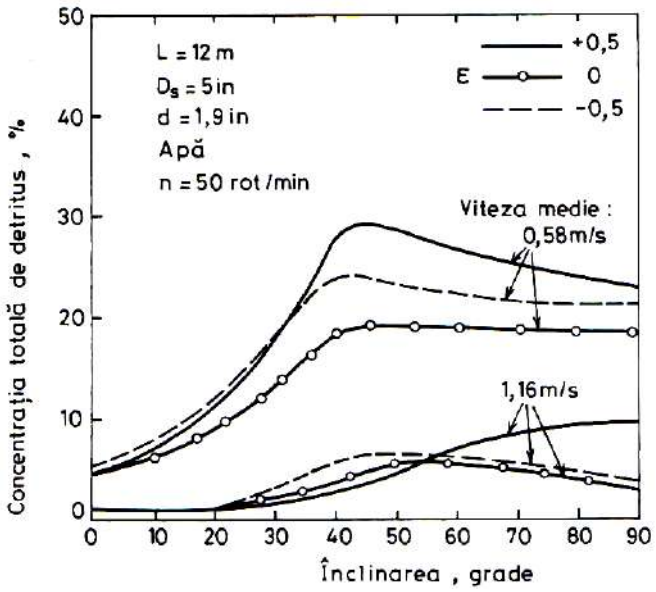

Fig. 14. *Efectul excentricităţii asupra concentraţiei de detritus [33].*

Efectul excentricităţii se modelează calculând distribuţia vitezelor şi a parametrilor reologici în secţiunea de curgere prin diverse metode numerice.

După *Nguyen şi Rahman,* excentricitatea are un efect nefavorabil. Conform modelului lor, la o viteză medie de 1,07 m/s, dacă în spaţiul concentric nu se formează stratul de particule solide, în cazul unei excentricităţi de 0,5, stratul poate ajunge la 30% din înălţimea secţiunii de curgere [23].

Studiile teoretice sau de laborator au anumite limite, în primul rând pentru că excentricitatea garniturii este variabilă şi de-a lungul sondei şi în timp, şi este dificil de stabilit atunci când garnitura se roteşte. Ele pot fi interesante la forajul prin lunecare în sonde înclinate sau orizontale.

7. Rotirea garniturii. Efectul acesteia asupra evacuării detritusului în sonde cu înclinări mari este în general favorabil [4, 7, 15, 26, 31]. Dacă garnitura se roteşte doar în jurul axei proprii, eventual centrat, influenţa este relativ minoră; ea se manifestă doar prin creşterea vitezelor de mişcare în vecinătatea frontierelor. Rolul principal îl joacă mişcarea orbitală şi vibraţiile garniturii. Agitarea mecanică provocată antrenează particulele în zonele cu viteze de mişcare ridicate, unde sunt transportate axial. Prăjinile imprimă particulelor de detritus chiar o mişcare ciclică, elicoidală.

Toate experienţele indică o scădere a concentraţiei de particule şi a înălţimii stratului de particule depuse (fig. 15). Efectul rotirii garniturii este mai benefic la evacuarea particulelor mici, la debite reduse şi la vâscozităţi ale noroiului ridicate, ca rezultat al agitării.

Rotirea garniturii modifică şi modul de transport al detritusului. La înclinări mari, stratul de particule solide care tinde să se formeze este antrenat sub formă de dune chiar la turaţii mici. La înclinări reduse, sub 40º, rotirea garniturii iniţiază lunecarea stratului de particule format [31].

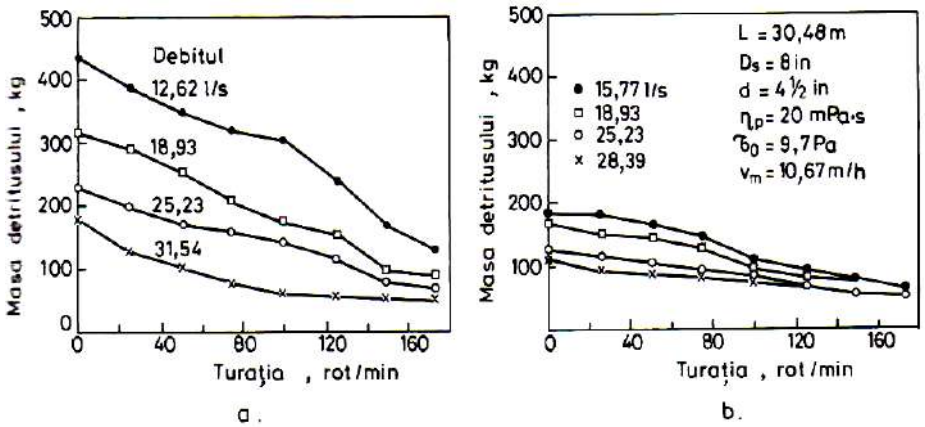

Fig. 15. *Efectul turaţiei asupra cantităţii de detritus existent în ansamblul de testare după ce condiţiile se stabilizează: a – înclinarea 90º; b – înclinarea 40º [31].*

Rotirea garniturii contribuie şi la eroziunea stratului depus după oprirea avansării sapei: prin creşterea turaţiei scad durata de eroziune şi cantitatea de detritus rezidual, care nu poate fi evacuat.

4.3. Viteza critică de curgere

Experienţele efectuate pentru evaluarea capacităţii de evacuare a detritusului în sonde cu înclinări mari, inclusiv în cele orizontale, au pus în evidenţă existenţa unei viteze medii a fluidului în spaţiul inelar deasupra căreia toate particulele de detritus sunt transportate de-a lungul sondei. La viteze mai mici decât această valoare critică, o parte dintre particule se depun pe peretele inferior al spaţiului de curgere. Acumularea respectivă este cu atât mai groasă, cu cât viteza fluidului este mai mică.

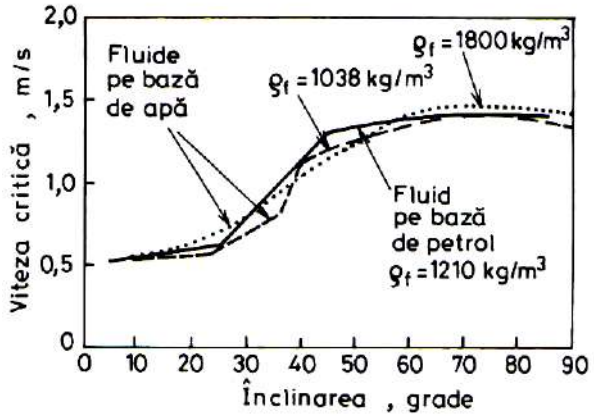

Fig. 16. *Influenţa înclinării sondei asupra vitezei critice pentru trei noroaie diferite [13].*

Viteza critică este dependentă de înclinarea sondei, excentricitate, densitatea şi proprietăţile reologice ale fluidului de circulaţie, regimul de curgere şi altele

În ceea ce priveşte înclinarea sondei, viteza critică este scăzută în sonde apropiate de verticală, creşte repede la înclinări de 30 – 50º, iar apoi rămâne aproximativ constantă (fig. 16). La înclinări sub 20 – 30º, viteza critică va corespunde unei concentraţii de detritus în spaţiul inelar de 4 – 5%; particulele depuse lunecă pe peretele inferior al sondei şi stratul de particule nu se formează.

Dacă în sonde apropiate de verticală excentricitatea prăjinilor nu joacă un rol semnificativ asupra vitezei critice, în cele cu înclinări mari ea are un oarecare rol [11, 16].

Când prăjinile se apropie de peretele inferior al găurii de sondă, vitezele fluidului în spaţiile înguste dintre prăjini şi perete sunt scăzute, forţele de antrenare a particulelor sunt reduse şi posibilităţile ca acestea să se depună sunt mari.

Dacă prăjinile se apropie de peretele de sus (excentricitatea este considerată negativă), dimpotrivă, vitezele fluidului în spaţiul mai larg dedesubt sunt mai mari şi tendinţa de depunere a particulelor este mai scăzută; ca rezultat, viteza medie critică va fi mai mică decât în cazul când prăjinile sunt concentrice cu sonda (fig. 17).

Mărimea secţiunii de curgere are şi ea o oarecare importanţă. Dacă pentru acelaşi diametru de sondă se folosesc prăjini cu diametru mai mare, debitul critic este mai mic (fig. 18); condiţile de evacuare sunt mai bune.

Asupra particulelor de detritus cu dimensiuni mai mari se exercită forţe de antrenare mai pronunţate şi, de regulă, acestea sunt mai uşor de evacuat decât cele mai mici. Ca rezultat şi vitezele de curgere critice sunt mai reduse [11].

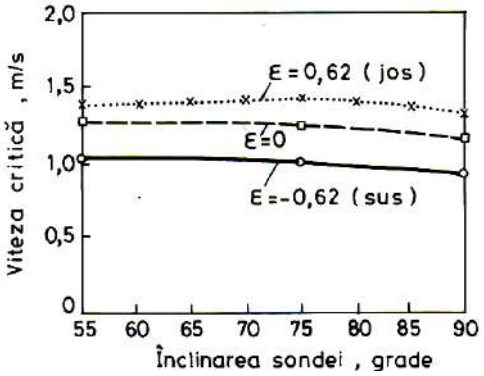

Fig. 17. *Efectul excentricităţii asupra vitezei critice [16].*

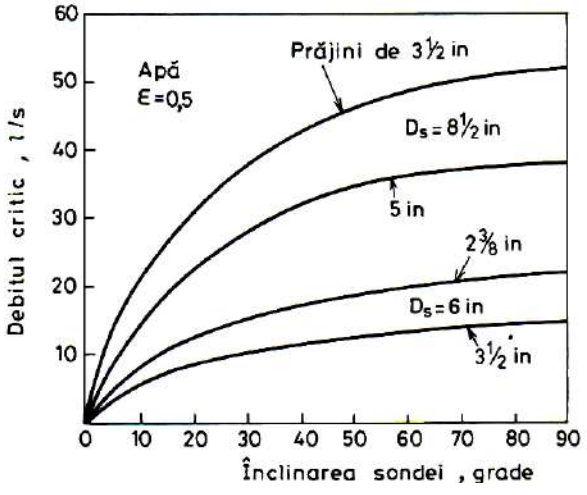

Fig. 18. *Efectul dimensiunilor spaţiului de curgere asupra debitului critic [11].*

Efectul proprietăţilor reologice ale fluidului de circulaţie este mai puţin explicit. Un motiv îl constituie şi faptul că în diversele cercetări fluidele de circulaţie sunt caracterizate diferit din punct de vedere reologic; de obicei şi natura lor este diferită.

Astfel, după *Tomren et al*. [33], *Gavignet şi Sobey* [11], *Larsen et al.* [16], influenţa proprietăţilor reologice este minoră.

După *Hemphill şi Larsen* [13], fluidele care au vâscozitatea plastică η_p (ca fluide Bingham) sau indicele de consistenţă K (ca fluide Ostwald-de Waele) mai mari necesită viteze critice mai mici la înclinări intermediare (30° – 55°); în schimb, la înclinări mari (55° – 90°), ele reclamă viteze critice mai ridicate. La înclinări mari se semnalează diferenţe semnificative şi atunci când indicele de comportare n are valori diferite [13, 16].

Dacă în sonde verticale densitatea are un efect favorabil, în sonde cu înclinări mari, influenţa ei este mai puţin relevantă.

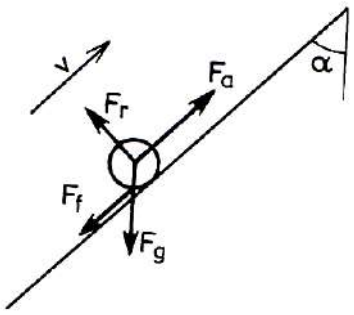

Fig. 19. *Forţele care acţionează asupra unei particule solide aflate pe o suprafaţă înclinată.*

Se disting, uneori, două viteze critice: una care asigură rostogolirea sau lunecarea particulelor de detritus şi a doua, mai mare, necesară pentru menţinerea lor în suspensie. Ele pot fi determinate scriind echilibrul următoarelor forţe (fig. 19):

– forţa gravitaţională

$$F_g = V_p g(\rho_p - \rho_f); \tag{22}$$

– forţa de ridicare (portanţa) provocată de mişcarea axială a fluidului

$$F_r = c_r A_r \rho_f \frac{v^2}{2}; \tag{23}$$

– forţa de antrenare creată de mişcarea fluidului

$$F_a = c_a A_f \rho_f \frac{v^2}{2}; \tag{24}$$

– forţa de frecare cu peretele (rezistenţele de lunecare sau rostogolire)

$$F_f = \mu\left[V_p g\left(\rho_p - \rho_f\right)\sin\alpha - F_r\right]. \tag{25}$$

S-au notat:
V_p – volumul particulei solide;
g – acceleraţia gravitaţională;
ρ_p – densitatea particulei;
ρ_f – densitatea fluidului;
c_r – coeficientul de ridicare;
A_r – aria proiecţiei particulei pe un plan perpendicular pe direcţia normală la direcţia de curgere;
v – viteza fluidului în vecinătatea particulei;
c_a – coeficientul de rezistenţă la înaintare;
A_f – aria proiecţiei particulei pe un plan normal pe direcţia de curgere;
μ – coeficientul de frecare (la lunecare sau la rostogolire) cu peretele sondei;
α – înclinarea sondei.

Coeficienţii c_r, c_a şi μ pot fi determinaţi experimental. Primii doi se corelează cu numărul Re_p care caracterizează regimul de învăluire a particulei:

$$\mathrm{Re}_p = \frac{\rho_f v d_p}{\eta_{ef}}, \tag{26}$$

unde: d_p este diametrul particulei;
η_{ef} – vâscozitatea efectivă a fluidului în vecinătatea particulei.

Pentru rostogolire sau lunecare, condiţia de echilibru este:

$$F_a \geq F_f + F_g \cos\alpha, \tag{27}$$

iar pentru suspendare

$$F_r \sin\alpha + F_a \cos\alpha \geq F_g. \tag{28}$$

După înlocuiri, din prima relaţie rezultă *viteza minimă necesară rostogolirii (lunecării)* considerată în centrul particulei, acceptată cu formă sferică:

$$v_{mr} = \sqrt{\frac{4g\left(\cos\alpha + \mu\sin\alpha\right)}{3\left(c_a + \mu c_r\right)}}\sqrt{d_p \frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f}}. \tag{29}$$

Din a două relaţie, rezultă *viteza minimă de suspendare*

$$v_{ms} = \sqrt{\frac{4g}{3(c_r \sin\alpha + c_a \cos\alpha)}} \sqrt{d_p \frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f}} \,. \tag{30}$$

Pentru calculul vâscozităţii efective η_{ef} se acceptă în general modelul Herschel-Bulckley. Profilul vitezelor şi mărimea vâscozităţilor efective într-un spaţiu inelar eventual excentric şi cu tubul interior rotativ, pentru un asemenea model reologic, se determină din ecuaţiile de mişcare şi ecuaţia de continuitate, cu anumite ipoteze (fluid incompresibil şi inelastic, curgere laminară, staţionară şi independentă de timp, absenţa lunecării la perete).

În general, calculul este numeric, pentru o geometrie, debit, proprietăţi reologice, turaţie date.

Se determină apoi numărul Reynolds în centrul particulei aflate pe peretele inferior al sondei şi, cu anumite corelaţii empirice, se stabilesc coeficienţii c_a şi c_r. Cunoscând densităţile ρ_p şi ρ_f, înclinarea sondei α şi coeficientul de frecare μ, se determină cele două viteze v_{mr} şi v_{ms}. Dacă ele nu coincid cu cele calculate anterior din profilul de viteze, se repetă calculele cu un alt debit. În final vor rezulta:

– debitul (viteza medie de curgere) necesar rostogolirii (lunecării) particulelor;

– debitul (viteza de medie de curgere) necesar pentru suspendarea particulelor.

Figura 20 ilustrează variaţia celor două viteze medii minime cu înclinarea sondei: viteza necesară suspendării creşte continuu cu înclinarea sondei, în timp ce viteza minimă necesară pentru rostogolirea particulelor, mai mică decât precedenta, are un maxim la circa 55°.

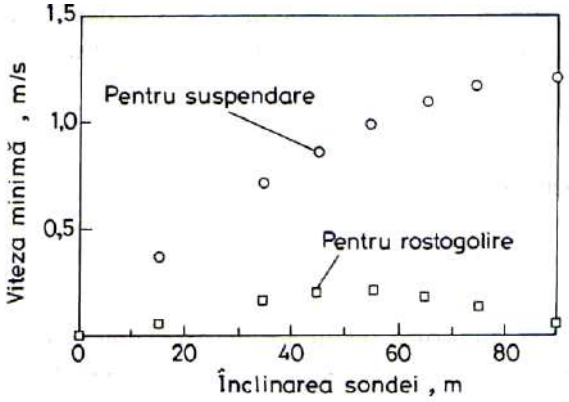

Fig. 20. *Dependenţa dintre viteza minimă de transport şi înclinarea sondei [9].*

Pe baza unui program experimental extensiv (peste 700 de teste), *Larsen et al.* propun un model de calcul al vitezei critice pentru sonde cu înclinări mari, 55^o – 90^o. Modelul oferă şi posibilitatea de calcul al concentraţiei de detritus în spaţiul inelar, la viteze mai mici decât cea critică, şi este uşor de aplicat [16].

Experienţele au fost efectuate pe un stand format din tuburi de 5 in, cu lungimea 10,7 m, în care s-au aflat prăjini de 2 3/8 in, cu posibilităţi de rotire (50 rot/min) şi de plasare centrică sau excentrică. S-au folosit trei categorii de particule solide, cu diametrul mediu de 2,5, 4,5 şi 7,0 mm. Debitele de injecţie a detritusului au corespuns unor viteze de avansare de 8,23, 14,46 şi 24,69 m/h.

S-a găsit că la viteza critică a fluidului, pentru înclinări de 55^o – 90^o, concentraţia medie a particulelor din spaţiul inelar:

$$c_{si,c} = 0{,}05833\, v_m + 0{,}505 \quad [\%] \tag{31}$$

cu viteza mecanică v_m în m/h.

Viteza de transport a particulelor se calculează cu relaţia:

$$v_{tr} = \frac{v_m}{c_{si}} \frac{1}{1 - \dfrac{d^2}{D^2}}, \tag{32}$$

unde: d este diametrul exterior al tubului interior;

D – diametrul interior al tubului exterior.

Se defineşte o viteză echivalentă de lunecare v_{el}, ca diferenţă între viteza critică a fluidului v_{cr} şi viteza de transport a particulelor v_{tr}. În continuare, viteza critică poate fi stabilită abia după ce se cunoaşte viteza echivalentă de lunecare. Aceasta se calculează cu relaţiile empirice:

$$\begin{aligned} v_{el} &= 0{,}00157276\, \eta_{ef} + 0{,}916 \qquad \text{pentru} \qquad \eta_{ef} < 53 \text{ mPa·s} \\ v_{el} &= 0{,}0077846\, (\eta_{ef} - 53) + 1 \qquad \text{pentru} \qquad \eta_{ef} > 53 \text{ mPa·s.} \end{aligned} \tag{33}$$

Vâscozitatea efectivă, în mPa·s, se calculează cu relaţia:

$$\eta_{ef} = \eta_p + \frac{\tau_0 (D - d)}{8 v_{cr}}, \tag{34}$$

unde: η_p este vâscozitatea plastică;

τ_0 – tensiunea dinamică de forfecare

De notat că viteza critică v_{cr}, necesară pentru calculul vâscozităţii efective, încă nu este cunoscută. De aceea se foloseşte o procedură iterativă, pornind de la o viteză critică estimată.

Pentru a generaliza ecuaţiile de mai sus, în raport cu condiţiile de experimentare, se introduc câteva corecţii empirice privind unghiul de înclinare, dimensiunile detritusului şi densitatea noroiului. Corecţiile se introduc prin intermediul unor factori multiplicativi aplicaţi vitezei echivalente de lunecare.

Factorul de corecţie pentru unghiul de înclinare

$$K_\alpha = -0{,}00023\ \alpha^2 + 0{,}0342\alpha - 0{,}213 \tag{35}$$

cu unghiul α în grade.

Factorul de corecţie pentru dimensiunile detritusului

$$K_{dim} = -0{,}0409\ d_{50} + 1{,}286, \tag{36}$$

unde d_{50} reprezintă diametrul mediu, în mm.

Factorul de corecţie pentru densitatea noroiului

$$\begin{aligned} &K_\rho = 1 - 0{,}0333\ (\rho - 1{,}0444) \quad \text{pentru} \quad \rho > 1{,}0444\ \text{g/cm}^3 \\ &K_\rho = 1{,}0 \qquad\qquad\qquad\ \ \text{pentru} \quad \rho < 1{,}0444\ \text{g/cm}^3 \end{aligned} \tag{37}$$

Cu acestea, viteza echivalentă de lunecare corectată

$$v_{lc} = K_d\, K_{dim}\, K_\rho\, v_{el}, \tag{38}$$

iar viteza critică a fluidului

$$v_{cr} = v_{lc} + v_{tr.} \tag{39}$$

Considerând că aria secţiunii transversale de curgere, în prezenţa stratului de particule staţionar, este proporţională cu debitul de curgere, concentraţia medie de particule solide la viteza medie a curentului v_{si}, mai mică decât cea critică:

$$c_{si} = \left(1 - \frac{v_{si}}{v_{cr}}\right)(1 - m), \tag{40}$$

unde m este porozitatea stratului de particule solide.

Cu o formulă similară se calculează şi aria secţiunii transversale a stratului de particule solide

$$A_{st} = A_{si}\left(1 - \frac{v_{si}}{v_{cr}}\right)(1 - m) \tag{41}$$

cu A_{si} – aria secţiunii transversale a spaţiului inelar.

Şi pentru concentraţia medie de particule solide se aplică un factor de corecţie:

$$c_{vâs} = 0{,}97 - 0{,}00231\ \eta_{ef,} \tag{42}$$

deoarece relaţia (40) se confirmă doar pentru apă şi noroaie puţin vâscoase.

Exemplul 2. Să se calculeze debitul necesar pentru a menţine în suspensie întreaga cantitate de detritus în următoarele condiţii: diametrul sapei D_s = 8 1/2 in (215,9 mm), diametrul exterior al prăjinilor de foraj d_p = 5 in (127 mm), viteza mecanică v_m = 10 m/h, diametrul mediu al particulelor evacuate d_p = 10 mm, densitatea noroiului ρ_f = 1100 kg/m^3, vâscozitatea plastică η_p = 8 mPa·s, tensiunea dinamică de forfecare τ_0 = 5 N/m^2, înclinarea sondei $\alpha = 90°$.

Să se determine aria secţiunii transversale a stratului de particule solide pentru un debit Q = 20 l/s, presupus mai mic decât cel critic.

Se admite porozitatea stratului de particule m = 0,36.

Soluţie. 1. Concentraţia de particule solide în spaţiul inelar la viteza critică a curentului de fluid:

$$c_{si,c} = 0{,}05833 \cdot 10 + 0{,}505 = 1{,}0833\%.$$

2. Viteza medie de transport a particulelor solide

$$v_{tr} = \frac{10 \cdot 100}{1{,}0833 \cdot 3600} \frac{1}{1 - \left(\frac{127}{215{,}9}\right)^2} = 0{,}392 \text{ m/s}.$$

3. Se estimează o viteză echivalentă de lunecare egală cu 1 m/s. Cu aceasta, viteza critică

$$v_{cr} = 1 + 0{,}392 = 1{,}392 \text{ m/s}.$$

Vâscozitatea efectivă la această viteză

$$\eta_{ef} = 8 + \frac{5 \cdot (0{,}2159 - 0{,}127)}{8 \cdot 1{,}392} \cdot 10^3 = 47{,}9 \text{ mPa·s}.$$

Se recalculează viteza echivalentă de lunecare:

$$v_{el} = 0{,}00157276 \cdot 47{,}9 + 0{,}916 = 0{,}991 \text{ m/s}.$$

Valoarea este destul de apropiată de cea estimată, de aceea se acceptă v_{el} = 1 m/s fără alte iteraţii. De altfel, viteza echivalentă de lunecare este puţin sensibilă la valoarea vitezei critice.

4. Factorul de corecţie pentru înclinarea sondei:

$$K_\alpha = -0{,}000233 \cdot 90^2 + 0{,}0342 \cdot 90 - 0{,}213 = 0{,}9777.$$

5. Factorul de corecţie pentru dimensiunile detritusului

$$K_{dim} = -0{,}0409 \cdot 10 + 1{,}286 = 0{,}877.$$

6. Factorul de corecţie pentru densitatea noroiului

$$K_\rho = 1 - 0{,}0333(1{,}1 - 1{,}0444) = 0{,}998.$$

7. Viteza echivalentă de lunecare corectată:

$$v_{lc} = 0{,}9777 \cdot 0{,}877 \cdot 0{,}998 \cdot 1 = 0{,}856 \text{ m/s}.$$

8. Viteza critică a fluidului:

$$v_{cr} = 0{,}392 + 0{,}856 = 1{,}248 \text{ m/s}.$$

9. Debitul critic de fluid:

$$Q_{cr} = \frac{\pi}{4}\left(0{,}2159^2 - 0{,}127^2\right)\cdot 1{,}248 = 0{,}02988 \text{ m}^3/\text{s} \approx 30 \text{ l/s}.$$

10. Dacă se forează cu un debit de 20 l/s, pe peretele inferior al sondei se formează un strat de particule solide.

Concentraţia medie de particule în acest caz

$$c_{si} = \left(1 - \frac{20}{30}\right)(1 - 0{,}36)\cdot 100 = 21{,}33\ \%.$$

Aceasta se corectează cu factorul de vâscozitate:

$$c_{vâs} = 0{,}97 - 0{,}00231 \cdot 47{,}9 = 0{,}859$$

şi rezultă

$$c_{si} = 0{,}859 \cdot 21{,}33 = 18{,}33\%.$$

Valoarea aceasta este mult mai mare decât cea existentă la viteza critică: 1,0833%.

În stratul de particule solide s-a admis concentraţia de 64%.

11. Aria secţiunii transversale a stratului de particule solide.

$$A_{st} = \frac{\pi}{4}\left(0{,}2159^2 - 0{,}127^2\right)\left(1 - \frac{20}{30}\right) = 0{,}00798 \text{ m}^2.$$

Ea reprezintă o treime din secţiunea totală de curgere.

Există şi părerea că prezenţa stratului de particule solide nu constituie neapărat un inconvenient, dacă grosimea lui nu depăşeşte o anumită valoare. Garnitura se deplasează şi se roteşte pe stratul de particule format, coeficientul de frecare nefiind mult influenţat. În secţiunea de curgere rămasă se stabilesc condiţiile unei mişcări pseudoomogene, probabil turbulente, care asigură evacuarea detritusului format în continuare la sapă.

S-a pus în evidenţă o înălţime minimă a secţiunii libere sub care există riscul prinderii garniturii la extragere, atât pe considerente teoretice, cât şi pe observaţii de şantier.

4.4. Recomandări

Deşi nu există o unitate de vederi privind cele mai bune soluţii tehnologice pentru evacuarea detritusului din sonde cu înclinări mari sau orizontale, câteva recomandări practice pot fi avansate.

1. Debitele de circulaţie trebuie să fie în general mai mari decât la sondele verticale, cu până la 50% [2]. Este de dorit ca în spaţiul inelar să fie asigurată curgerea turbulentă.

2. Pe lângă necesităţile de evacuare a detritusului, la stabilirea debitelor poate fi luată în considerare şi maximizarea puterii hidraulice sau a forţei de impact a jeturilor ieşite din duzele sapelor pentru a realiza viteze de avansare cât mai mari [20, 25].

3. Pentru a putea folosi debite sporite şi a obţine turbulenţă se recomandă prăjini cu diametrul mai mare decât cele obişnuite; în locul prăjinilor de 5 in foarte răspândite, sunt preferabile cele de 5 1/2 sau 5 7/8 in.

4. Pentru a obţine turbulenţă sunt recomandate fluide cu vâscozitate redusă. Totuşi, când turbulenţa nu este posibilă sunt utile fluidele cu o mare capacitate de suspendare şi anume cele cu o vâscozitate ridicată la viteze mici de forfecare.

5. Rotirea garniturii cu turaţii mari contribuie substanţial la evacuarea detritusului. Din acest motiv, forajul cu motoare de fund cu garnitura staţionară trebuie alternat şi chiar înlocuit, ori de câte ori este posibil, cu cel rotary.

6. Sistemul *top drive* permite circulaţia şi în timpul manevrării garniturii, de aceea el este foarte răspândit la forajul direcţional, mai ales la cel marin.

7. Se pot pompa periodic dopuri de fluid cu vâscozitate redusă, chiar apă, care printr-o turbulenţă accentuată contribuie la antrenarea particulelor depuse. (Există şi practica pompării unor dopuri vâscoase, care ar facilita evacuarea detritusului) [4, 14].

8. Periodic se efectuează marşuri scurte, de spălare: înainte de extragerea garniturii, când vitezele de circulaţie sunt mici, când există tendinţa de creştere a presiunii de pompare, când vitezele de avansare sunt mari şi, în general, după forajul unui anumit interval.

9. Se urmăreşte permanent densitatea noroiului la ieşirea din sondă, precum şi cantitatea de detritus separată la site care se compară cu cea dislocată (în acest sens se utilizează diverse sisteme de cântărire a detritusului la site). Este posibil astfel să se evalueze eficienţa evacuării detritusului.

5. Depunerea baritei

Pentru că au densitatea mai mare decât cea a fluidului în care se află, particulele de barită sau ori ce alt material de îngreunare, ca şi cele de detritus de altfel, au o tendinţă de depunere. Ca rezultat, se produce o variaţie nedorită a densităţii fluidului pe verticală, iar o parte dintre particule se depun pe peretele inferior al sondei, ceea ce creează unele dificultăţi: fluctuaţii mari ale densităţii

dinamice echivalente a noroiului, controlul dificil al manifestărilor eruptive, pierderi de circulaţie, frecări mari şi chiar prinderi de garnitură, cimentări nereuşite [1, 3, 8, 21, 24, 27 – 30, 32, 37].

Fenomenul de depunere a baritei se produce atât în condiţii statice, în perioada întreruperilor de circulaţie, cât şi în condiţii dinamice, în timpul circulaţiei. Se pare că fenomenul de depunere dinamică este chiar mai accentuat şi mai dificil de controlat decât cel static [8]. Când fluidul circulă în sonde înclinate, particulele de barită se depun pe peretele inferior al sondei, îndeosebi atunci când viteza de curgere este redusă şi garnitura de prăjini nu se roteşte. Manevrarea garniturii sau orice altă perturbaţie poate provoca lunecarea stratului de particule, uneori chiar sub forma unor avalanşe. Intensitatea fenomenului de sedimentare este determinată de mărimea şi densitatea particulelor, de natura, densitatea şi proprietăţile reologice ale fluidului, de prezenţa substanţelor tensioactive.

În sondele înclinate se manifestă şi o curgere în contracurent. De-a lungul peretelui superior se formează un strat relativ curat care tinde să se mişte în sus, iar de-a lungul peretelui inferior un strat cu o concentraţie mare de particule solide care tinde să se deplaseze în jos.

Efectul Boycott, conform căruia viteza sedimentare în sonde înclinate creşte de câteva ori, se pare că accentuează fenomenul.

Dacă se urmăreşte densitatea noroiului ieşit la suprafaţă după o perioadă de întrerupere a circulaţiei, se observă că ea rămâne o perioadă de timp sub valoarea medie – densitatea noroiului pompat. După câteva zeci de minute, noroiul care iese din sondă are, dimpotrivă, densitatea mai mare decât cea medie (fig. 21). Diferenţa dintre densitatea minimă şi cea maximă poate ajunge la zeci sau chiar sute de kg/m^3, la noroaie cu densităţi mari şi instabile.

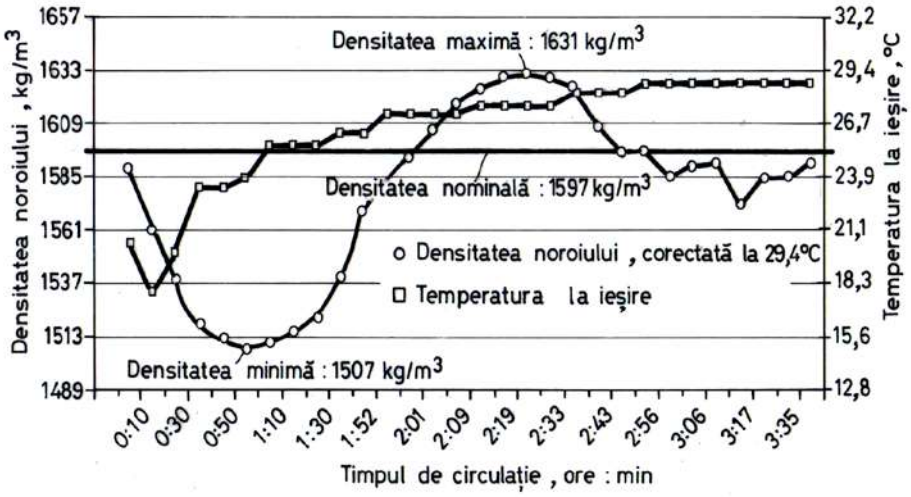

Fig. 21. *Variaţia densităţii noroiului la ieşirea din sondă [37].*

Iniţial fenomenul a fost observat la fluidele pe bază de produse petroliere, care îşi reduc semnificativ vâscozitatea cu temperatura, în sonde adânci, dar s-a constatat şi la alte fluide de foraj. El este mai accentuat la viteze de circulaţie şi turaţii reduse, înclinări mari, foraj prin lunecare, prăjini dispuse excentric.

La sondă, fenomenul de depunere a baritei se pune în evidenţă prin măsurători frecvente ale densităţii noroiului. În laborator, pentru evaluarea tendinţei de sedimentare a baritei în condiţii dinamice, s-au propus diverse dispozitive şi indicatori. Cu ele se studiază variaţia densităţii noroiului în timp.

O metodă relativ simplă constă în introducerea unui sabot dintr-un material plastic termorezistent în cupa vâscozimetrelor uzuale, sabot prevăzut cu o degajare laterală în care se acumulează particulele de barită în timpul funcţionării acestora. Se măsoară densitatea acumulării respective (se extrag 10 ml cu o seringă) şi se compară cu densitatea noroiului iniţial, după un anumit timp de funcţionare a vâscozimetrului.

Fenomenul de sedimentare a baritei este diminuat prin aceleaşi măsuri care contribuie şi la îmbunătăţirea evacuării detritusului: folosirea de fluide care dezvoltă rezistenţe de gel rapid, de fluide care nu-şi reduc periculos vâscozitatea cu temperatura, creşterea debitului de circulaţie, rotirea şi manevrarea periodică a garniturii, îndepărtarea particulelor cu dimensiuni mari, utilizarea unor fluide ale căror proprietăţi reologice să fie mai puţin afectate de temperatură [35].

Tensiunea de cedare determinată cu indicaţiile vâscozimetrului Fann 35 VG la 3 şi 6 rot/min ($\tau_y = 2\varphi_3 - \varphi_6$) este considerată un parametru reologic mai relevant decât cea determinată cu măsurătorile efectuate la 300 şi 600 rot/min ($\tau_0 = 2\varphi_{300} - \varphi_{600}$). Se recomandă, pentru prima mărime, valori minime de 3 – 7 N/m^2. O regulă empirică: mărimea φ_6 în diviziuni să fie mai mare decât diametrul sapei D_s în in.

În ceea ce priveşte tendinţa de depunere dinamică, ea se corelează doar cu vâscozitatea determinată la viteze de forfecare foarte reduse, sub 2 s^{-1} [8].

O metodă avansată în prezent, din domeniul nanotehnologiei, constă în folosirea baritei, dar şi a altor materiale de îngreunare, sub formă de particule cu dimensiuni foarte mici, sub 0,1 microni, dar tehnologia de obţinere a acestor particule este destul de scumpă [36].

O altă soluţie ar fi renunţarea la barită, prin folosirea soluţiilor saline, cum este cea de formiat de cesiu, aplicată în Marea Nordului, a cărei densitate la saturaţie este de 2370 kg/m^3 [6].

6. Stabilitatea pereţilor găurii de sondă

Există multe motive de interes privind stabilitatea pereţilor unei găuri de sondă:

– determinarea densităţii fluidului de foraj astfel încât să se evite surparea şi fisurarea rocilor din pereţi;

– stabilirea domeniului de toleranţă a densităţii echivalente a noroiului;

– alegerea noroiului care interacţionează cel mai puţin cu rocile din pereţi;
– stabilirea modului de completare a sondei;
– prevenirea înnisipării sondei pe durata exploatării.

Când se forează o sondă, starea de tensiune primară din jurul ei se modifică. Noua stare de tensiune este determinată de direcţia sondei în raport cu direcţiile principale ale stării primare, de mărimea tensiunilor principale, de presiunea fluidelor din pori şi cea din sondă, de proprietăţile mecanice ale rocilor. Adeseori, tensiunile variază şi în timp. Cu anumite ipoteze privind modul de comportare a rocilor, noua stare de tensiune poate fi stabilită teoretic, prin măsurători în sonde sau prin diverse modelări în laborator. Dacă se acceptă anumite criterii de cedare a rocilor este posibil să se evalueze stabilitatea pereţilor găurii de sondă, să se determine presiunea optimă din sondă şi indirect densitatea noroiului.

Cum de obicei direcţia unei sonde deviate nu coincide cu nici una dintre direcţiile principale de tensiune, stabilitatea pereţilor în acest caz este mai dificil de evaluat. Se consideră de regulă că stabilitatea este maximă atunci când sonda este forată după direcţia tensiunii principale maxime. Din acest motiv, sondele deviate au în general pereţii mai puţin stabili decât cele verticale. Se întâlnesc totuşi multe situaţii când sondele deviate forate în aceeaşi zonă au pereţii mai stabili decât cele verticale. Mai mult, dacă la înclinări mici, pereţii sunt stabili, la înclinări mari ei devin instabili, în aceleaşi condiţii. Înclinarea stratelor şi gradul lor de tectonizare joacă şi ele un rol. Este posibil, de asemenea, ca pereţii iniţial stabili să devină instabili după o anumită perioadă de exploatare, când presiunea din pori a scăzut sub o valoare dată.

În dreptul rocilor argiloase, sensibile la apă, transferul de apă şi ioni între noroi şi roci modifică echilibrul de presiune sondă-strat, rezistenţa rocii, mărimea tensiunilor de hidratare, ceea ce afectează simţitor stabilitatea pereţilor.

Intrebări

1. *Ce probleme se întâlnesc la evacuarea detritusului în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale?*
2. *Ce proprietăţi trebuie să aibă un fluid de circulaţie folosit în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale?*
3. *Ce avantaje are modelul reologic Herschel-Buckley faţă de modelele Bingham şi Ostwald-de Waele? Dar dezavantaje?*
4. *La ce înclinări evacuarea detritusului devine critică?*
5. *Ce avantaje au fluidele cu polimeri?*
6. *Ce concepţii există în privinţa proprietăţilor reologice şi a regimului de curgere necesare la evacuarea detritusului în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale? Ce se înţelege prin viteză critică de curgere?*

7. *Ce efect are rotirea garniturii asupra evacuării detritusului?*
8. *De ce sunt preferabile prăjinile cu diametru mai mare?*
9. *Ce avantaj are sistemul* top drive *la forajul direcţional?*
10. *Ce efect are depunerea baritei în timpul circulaţiei?*

Probleme

1. Cu un vâscozimetru Fann model 35 VG s-au măsurat următoarele valori (diviziuni pe cadran): 600 rot/min – 63 div, 300 rot/min – 38 div, 200 rot/min – 28 div, 100 rot/min – 18 div, 6 rot/min – 8 div, 3 rot/min – 7 div.

Să se calculeze parametrii reologici considerând fluidul testat de tipul Bingham, Ostwald-de Waele şi Herschel-Bulckley

R: Fluid Bingham: η_p = 25 mPa·s, τ_0 = 6,22 N/m^2; fluid Ostwald-de Waele: K = 0,206 N·s^n/m^2, n = 0,729; fluid Herschel-Bulckley: τ_y = 3,39 N/m^2, K = 0,0667 Ns^n/m^2, n = 0,876.

După recomandarea API, τ_y = 2,87 N/m^2, K = 0,0910 Ns^n/m^2, n = 0,8324.

2. Să se recalculeze viteza şi debitul critice în aceleaşi condiţii din exemplul 2, dacă în locul prăjinilor de 5 in se folosesc prăjini de 5 1/2 in.

R: v_{cr} = 1,272 m/s, Q_{cr} = 27 l/s.

Referinţe bibliografice

1. Bern, P. A. *et al.*: *Barite Sag: Measurement, Modeling, and Management*, SPE Drilling & Completion, March 2000, p. 25 – 30. (SPE 62 051).
2. Bizanti, M. S., Alkafeef, S. F.: *A Simplified Hole Cleaning Solution to Deviated and Horizontal Wells*, Middle East Oil Show & Conference, Bahrain, 5 – 8 April 2003, SPE 81 412.
3. Carbajal, D. *et al.*: *Combining Proven Anti-Sag Technologies for HPHT North Sea Applications: Clay-Free Oil-Based Fluid and Synthetic, Sub-Micron Weight Material,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 17 – 19 March 2009, SPE/IADC 119 378.
4. Cheung, E. *et al.*: *Improvement of Hole Cleaning Through Fiber Sweeps*, Deepwater Drilling and Completions Conference, Galveston, Texas, USA, 20 – 21 June 2012, SPE 154 759.
5. Cho, H. *et al.*: *A Three-Segment Hydraulic Model for Cuttings Transport in Coiled Tubing Horizontal and Deviated Wells,* Journal of Canadian Petroleum Technology, June 2002, p. 82 – 89. (SPE 65 488, PETSOC-02-06-03-P).
6. Downs, J.: *Life Without Barite: Ten Years of Drilling Deep HPHT Gas Wells With Cesium Formate Brine*, Middle East Drilling Technology Conference and Exhibition, Muscat, Oman, 24 – 26 October 2011, SPE/IADC 145 562.
7. Duan, M. *et al.*: *Transport of Small Cuttings in Extended-Reach Drilling*, SPE Drilling & Completion, September 2008, p. 258 – 265. (SPE 104 192).

8. Dye, W. *et al.*: *Field-Proven Technology To Manage Dynamic Barite Sag*, Drilling Conference, Miami, Florida, USA, 21 – 23 February 2006, IADC/SPE 98 167.

9. Ford, J. T. *et al.*: *A New MTV Computer Package for Hole-Cleaning Design and Analysis,* SPE Drilling & Completion, September 1996, p. 168 – 172. (SPE 26 217).

10. Garcia-Hernandez, A. *et al.*: *Determination of Cuttings Lag in Horizontal and Deviated Wells,* Annual Technical Conference and Exhibition, Anaheim, California, USA, 11 – 14 November 2007, SPE 109 630.

11. Gavignet, A. A., Sobey, I. J.: *Model Aids Cuttings Transport Prediction*, J. Petroleum Technology, September 1989, p. 916 – 921. (SPE 15 417).

12. Ghalambor, A. *et al.*: *Debris Management in High-Angle, Extended-Reach, Large-Diameter, Cased Holes During Completions Operations,* International Symposium and Exhibition on Formation Damage Control, Lafayette, Louisiana, USA, 15 – 17 February 2012, SPE 151 805.

13. Hemphill, T.: *Hole-Cleaning.Capabilities of Water and Oil-Based Drilling Fluids. A Comparative Study*, SPE Drilling Engineering, December 1996, p. 201 – 207.

14. Hemphill, T.: *A Comparison of High-Viscosity and High-Density Sweeps as Hole Cleaning Tools: Separating Fact From Fiction*, Annual Technical Conference and Exhibition, Florence, Italy, 19 – 22 September 2010, SPE 134 514.

15. Hemphill, T., Ravi, K.: *Modeling the Effect of Pipe Rotation Speed on Wellbore Cleanout*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Ho Chi Minh City, Vietnam, 1 – 3 November 2010, IADC/SPE 135 703.

16. Larsen, T. I. *et al.*: *Development of a New Cuttings-Transport Model for High-Angle Wellbores Including Horizontal Wells*, SPE Drilling & Completion, June 1997, p. 129 – 135. (SPE 25 872).

17. Leising, L. J., Walton, I. C.: *Cuttings Transport Problems and Solutions in Coiled Tubing Drilling*, SPE Drilling & Completion, March 2002, p. 54 – 66. (IADC/SPE 39 300).

18. Li, Y. *et al.*: *Numerical Modelling of Cuttings Transport in Horizontal Wells Using Conventional Drilling Fluids*, J. Canadian Petroleum Technology, July 2007, p. 9 – 15. (PETSOC-07-07-TN-P).

19. Martins, A. L. *et al.*: *Evaluating the Transport of Solids Generated by Shale Instabilities in ERW Drilling*, SPE Drilling & Completion, December 1999, p. 254 – 259. (SPE 50 380, 59 729).

20. Mohammadsalehi, M., Malekzadeh, N.: *Application of New Hole Cleaning Optimization Method within All Ranges of Hole Inclinations*, International Petroleum Technology Conference, Bangkok, Thailand, 7 – 9 February 2012, IPTC 14 154.

21. Murphy, R. *et al.*: *Measuring and Predicting Dynamic Sag*, SPE Drilling & Completion, June 2008, p. 142 – 149. (SPE 103 088).

22. Naganawa, S., Nomura, T.: *Simulating Transient Behavior of Cuttings Transport Over Whole Trajectory of Extended-Reach Well*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Bangkok, Thailand, 13 – 15 November 2006, IADC/SPE 103 923.

23. Nguyen, D., Rahman, S. S.: *A Three-Layer Hydraulic Program for Effective Cuttings Transport and Hole Cleaning in Highly Deviated and Horizontal Wells*, SPE Drilling & Completion, September 1998, p. 182 – 189. (IADC/SPE 36 383, 51 186, 51 320).

24. Nguyen, T. C. *et al.*: *Predicting Dynamic Barite Sag in Newtonian Oil Based Drilling Fluids* Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 4 – 7 October 2009, SPE 124 137.

25. Ogunrinde, J. O., Dosunmu, A.: *Hydraulics Optimization For Efficient Hole Cleanning in Deviated and Horizontal Wells*, Nigerian Annual International Conference and Exhibition, Abuja, Nigeria, 6 – 8 August 2012, SPE 162 970.

26. Ozbayoglu, M. E. *et al.*: *Effect of Pipe Rotation on Hole Cleaning for Water-Based Drilling Fluids in Horizontal and Deviated Wells*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Jakarta, 25 – 27 August 2008, IADC/SPE 114 965.

27. Paslay, P. R. *et al.*: *A Phenomenological Approach to Analysis of Barite Sag in Drilling Muds*, Annual Technical Conference and Exhibition, Anaheim, California, USA, 11 – 14 November 2007, SPE 110 404.

28. Parvizinia, A. *et al.*: *Experimental Study on the Phenomenon of Barite Sag*, International Petroleum Technology Conference, Bangkok, Thailand, 7 – 9 February 2012, IPTC 14 944.

29. Reza, Amighi, M., Shahbazi, K.: *Effective Ways to Avoid Barite Sag and Technologies to Predict Sag in HPHT and Deviated Wells*, Deep Gas Conference and Exhibition, Manama, Bahrain, 24 – 26 January 2010, SPE 132 015.

30. Saasen, A.: *Sag of Weight Materials in Oil Based Drilling Fluids,* Asia Pacific Drilling Technology, Jakarta, Indonesia, 8 – 11 September 2002, IADC/SPE 77 190.

31. Sanchez, R. A. *et al.*: *Effect of Drillpipe Rotation on Hole Cleaning During Directional-Well Drilling,* SPE Journal, June 1999, p. 101 – 108. (SPE 37 626, 56 406).

32. Scott, P. D. *et al.*: *Barite-Sag Management: Challenges, Strategies, Opportunities*, Drilling Conference, Dallas, Texas, USA, 2 – 4 March 2004, IADC/SPE 87 136.

33. Tomren, P. H. *et al.*: *Experimental Study of Cuttings Transport in Directional Wells*, SPE Drilling Engineering, February 1986, p. 43 – 56.

34. Wang, Z. *et al.*: *Numerical Simulation on Three Layer Dynamic Cutting Transport Model and Its Application on Extended Well Drilling*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Ho Chi Minh City, Vietnam, 1 – 3 November 2010, IADC/SPE 134 306.

35. Young, S. *et al.*: *A New Generation of Flat Rheology Invert Drilling Fluids*, Oil and Gas India Conference and Exhibition, Mumbai, India, 28 – 30 March 2012, SPE 154 682

36. Zakaria, M., F. *et al.*: *Novel Nanoparticle-Based Drilling Fluid with Improved Characteristics*, International Oilfield Nanotechnology Conference, Noordwijk, The Netherlands, 12 – 14 June 2012, SPE 156 992.

37. Zamora, M.: *Mechanisms, Measurement and Mitigation of Barite Sag*, Offshore Mediterranean Conference and Exhibition, Ravenna, Italy, 25 – 27 March 2009, OMC 2009-105.

38. * * * API 13 D Recommended Practice. *Rheology and Hydraulics of Oil-Well Drilling Fluids,* Ed. 5, June 2006.

9

TUBAREA ŞI CIMENTAREA COLOANELOR DE BURLANE

1. Probleme

În sonde cu înclinări şi curburi moderate, tubarea coloanelor de burlane şi cimentarea lor nu pun probleme deosebite, faţă de cele întâlnite în sondele verticale. Problemele apar în sonde cu devieri şi intensităţi de deviere mari, în sonde orizontale. Uneori, operaţiile respective pot fi chiar compromise.

În zonele care au curburi mari, burlanele sunt solicitate la încovoiere şi la presiune laterală, solicitări care pot deveni periculoase pentru integritatea burlanelor şi a îmbinărilor filetate. Etanşeitatea îmbinărilor este şi ea afectată. Presiunile de contact cu pereţii sondei ridicate implică şi forţe de frecare mari.

Dacă porţiunea iniţială verticală este mică, iar intervalul înclinat, eventual orizontal, este lung, greutatea efectivă a coloanei care determină coborârea ei poate să fie mai mică decât forţele de frecare pe acest ultim interval, coloana de burlane nu mai coboară şi trebuie împinsă în sondă. Acest lucru creează complicaţii când se foloseşte o instalaţie de foraj obişnuită.

Detritusul şi barita depuse şi neevacute de pe peretele inferior al găurii de sondă sunt împinse şi aglomerate în faţa şiului şi a centrorilor de pe burlane, îngreunând introducerea coloanei. Se ajunge uneori chiar la imposibilitatea continuării operaţiei de tubare.

Din cauza forţelor de frecare şi a rezistenţelor întâmpinate la introducere, coloanele de burlane pot flamba pe porţiunile unde sunt comprimate.

În zonele cu înclinări mari există pericolul de prindere a coloanelor lăsate nemişcate, din cauza presiunii diferenţiale şi adeziunii turtei de colmatare.

În sonde cu înclinări mari, inclusiv în cele orizontale, stratul de particule solide depuse pe peretele inferior este dificil de îndepărtat şi aderenţa piatră de ciment-roci este în mare măsură compromisă.

Dacă pasta de ciment nu este suficient de stabilă, la partea de sus a sondei se formează un canal cu apă liberă, ceea ce constituie o cale posibilă de circulaţie nedorită a fluidelor din stratele adiacente.

Când burlanele nu sunt centrate în sondă, pasta de ciment se canalizează prin spaţiul mai larg lăsând în urmă noroi gelificat, o sursă de nereuşită a cimentării.

Controlul calităţii cimentării şi interpretarea rezultatelor sunt mai dificile, din cauza descentrării coloanelor şi a instrumentelor de investigare în sondă.

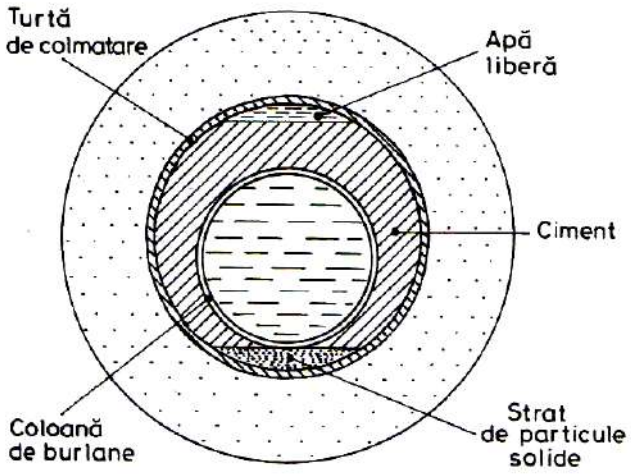

Fig. 1. *Probleme care afectează cimentarea unei coloane de burlane în sonde cu înclinări mari.*

Figura 1 ilustrează problemele ce pot interveni la cimentarea unei coloane de burlane în sonde înclinate: particule solide depuse pe peretele inferior al sondei, canal cu apă liberă pe peretele superior, inel de ciment neuniform.

2. Introducerea coloanelor de burlane

Aşa cum s-a amintit mai sus, în sonde cu deplasarea orizontală mare în raport cu adâncimea verticală, greutatea coloanei de pe intervalul vertical şi componenta longitudinală a greutăţii de pe porţiunile înclinate pot deveni – în timpul tubării – insuficiente ca să învingă frecările burlanelor cu pereţii sondei şi cu noroiul, precum şi alte rezistenţe locale. De la o anumită adâncime, coloanele de burlane nu mai coboară sub greutatea proprie şi trebuie împinse în sondă. Situaţia se întâlneşte mai ales la coloanele intermediare lungi.

Figura 2 ilustrează, schematic, variaţia sarcinii la cârlig cu adâncimea la introducerea unei coloane de burlane într-o sondă cu deplasarea orizontală mare în raport cu adâncimea verticală totală. Pe intervalul vertical iniţial, până în punctul *A,* sarcina variază liniar. Pe intervalul curbiliniu, sarcina la cârlig se abate de la variaţia liniară şi, la un moment dat, începe să scadă – punctul *B*. Când coloana a avansat suficient de mult pe porţiunea înclinată sau orizontală, forţa la cârlig devine zero, după care coloana trebuie împinsă în sondă – sarcina la cârlig este negativă. Fenomenul poate fi întâlnit şi la introducerea garniturii de foraj [28].

Corelaţiile dintre curbura şi înclinarea sondei, coeficientul de frecare, forţa la şiu, forţa axială de la suprafaţă şi presiunea laterală pot fi simulate teoretic.

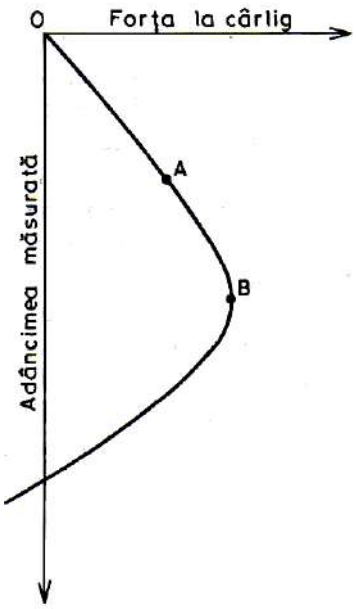

Fig. 2. *Variaţia forţei la cârlig*
la introducerea unei coloane de burlane
într-o sondă cu deplasarea orizontală mare.

Pentru introducerea coloanelor de burlane în asemenea situaţii se utilizează diverse metode, adesea combinate.

● O metodă relativ simplă constă în lăsarea greutăţii sistemului *top drive* pe coloană, aceasta fiind împinsă în sondă pe porţiunea unde este necesar. Metoda se foloseşte şi pentru a accelera introducerea [28]. Se pot adăuga şi greutăţi suplimentare. Lainerele pot fi împinse folosind prăjini de lansare cu diametrul mai mare, de 6 5/8 in, şi prin adăugarea unor prăjini intermediare.

● Coloanele de burlane pot fi proiectate astfel încât partea superioară, de pe intervalul vertical, să fie suficient de grea ca să împingă porţiunea inferioară, alcătuită din burlane mai uşoare şi care dau naştere la frecări mai mici. Se pot folosi coloane sau lainere combinate, cu diametrul şi grosimea mai mari la partea de sus, ca de exemplu 7 5/8 x7 in sau 7x5 1/2x 4 1/2 in.

● Cu diverşi lubrifianţi lichizi ori solizi (grafit, microsfere de sticlă ori din plastic), coeficienţii de frecare dintre coloana de burlane şi pereţii sondei pot fi reduşi foarte mult, sub 0,20.

Şi unele materiale lamelare sau fibroase folosite pentru combaterea pierderilor de circulaţie contribuie la reducerea frecărilor, atât a celor axiale, cât şi a celor provocate de rotire.

Tot pentru a reduce frecările la introducere se utilizează şi centrori cu role de oţel montaţi pe burlane, iar coloana se roteşte.

● Prin alegerea unui anumit profil al sondei se pot reduce la minimum frecările globale de-a lungul sondei. În acest sens sunt folosite uneori curbele catenare. Este de aşteptat, însă, că profilul optim nu este acelaşi pentru orice operaţie: foraj, extragerea şi introducerea garniturii de prăjini, tubarea diverselor coloane, rotirea şi manevrarea lor în timpul cimentării. În plus pot interveni şi diverse constrângeri operaţionale.

● Sunt recomandabile burlane cu îmbinări din corp, fără praguri, care să nu întâmpine rezistenţe suplimentare la introducere.

● Forţele de frecare pe intervalele înclinate se reduc dacă se micşorează forţele normale de contact cu pereţii sondei. Acest lucru se poate realiza folosind efectul de flotabilitate. În acest scop, coloana de burlane se introduce goală de la şiu până la o anumită înălţime, astfel încât greutatea din porţiunea verticală să fie suficientă pentru a împinge coloana în zona înclinată (fig. 3).

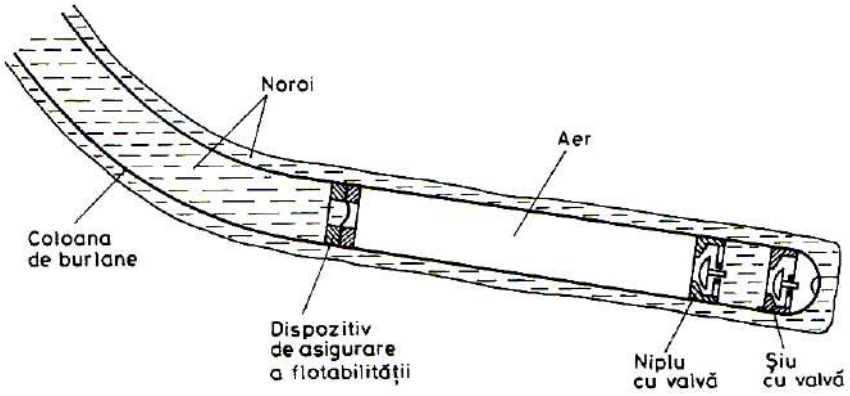

Fig. 3. *Folosirea efectului de flotabilitate la tubarea unei coloane.*

Procedeul s-a folosit în sonde orizontale lungi: în largul Californiei, al Ţării de Foc şi al Australiei de Vest, în Golful Mexic, în Marea Chinei de Sud, în Sudul Angliei (Wytch Farm), în Marea Nordului [8], Alaska, Insula Sahalin [28]. Se aplică şi la tubarea sondelor orizontale pentru exploatarea gazelor de şist [19].

Lungimea pe care se lasă coloana goală este determinată de adâncimea şi profilul sondei, de diametrul şi greutatea unitară a burlanelor, de densitatea noroiului din sondă şi de coeficienţii de frecare estimaţi.

Prin modelarea forţelor care intervin la introducerea coloanei se găseşte cea mai bună variantă de tubare [27]. Figura 4 ilustrează, schematic, variaţia sarcinii la cârlig cu şi fără „cameră de aer", variaţie determinată de profilul sondei.

Porţiunea de coloană goală este izolată la capătul inferior de valva şiului şi de cea a niplului aflat deasupra, iar la capătul superior de un dispozitiv frezabil prevăzut cu un disc sau o membrană de separare. Valvele de la capătul inferior trebuie să reziste la presiunea hidrostatică de la adâncimea finală, iar discul de separare la presiunea hidrostatică de deasupra lui.

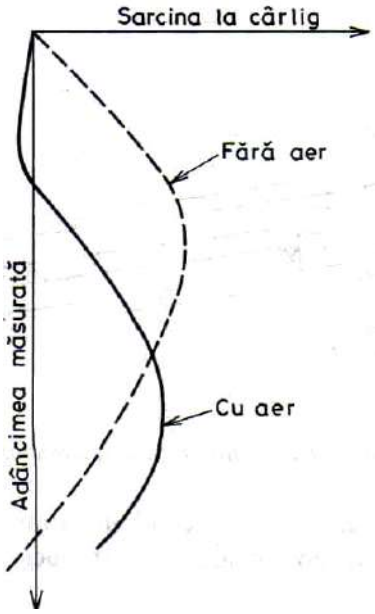

Fig. 4. *Efectul „camerei de aer” asupra sarcinii la cârlig.*

După ce coloana de burlane ajunge la talpă, se creează presiune în coloană până ce discul de separare se sparge. Se umple coloana cu noroi şi apoi se cimentează. Primul dop de cimentare se angajează în dispozitivul de separare şi, după ruperea unor ştifturi de fixare, dispozitivul este deplasat până ce se blochează pe niplul cu valvă, membrana dopului se sparge şi cimentarea continuă în mod obişnuit. După cimentare, dispozitivul de separare, niplul şi sabotul coloanei se frezează şi operaţiile continuă. S-au efectuat şi cimentări etajate [5].

Tubarea asistată de flotabilitate implică şi unele riscuri: turtirea şi flambajul coloanei, scăparea aerului în timpul introducerii, cedarea valvelor de reţinere, saltul coloanei la spargerea membranei, manifestarea sondei [2, 19, 21].

Metoda descrisă mai sus are un dezavantaj: în timpul introducerii coloanei, circulaţia nu este posibilă. Într-o variantă care înlătură acest dezavantaj se foloseşte un tubing montat în coloană. Prin el se poate circula, iar spaţiul inelar rămâne gol (fig. 5). Efectul flotabilităţii în acest caz se reduce aproape la jumătate, din cauza greutăţii tubingului şi a fluidului din el. Circulaţia permite însă menţinerea găurii curate în jurul coloanei şi micşorarea coeficienţilor de frecare.

Tubingul (eventual burlane cu diametrul mai mic) se introduce după ce s-a tubat tronsonul de coloană goală. El etanşează într-un sistem adecvat existent la sabotul coloanei. Se ataşează apoi sistemul de plutire care etanşează spaţiul dintre tubing şi coloană. În continuare, se introduce coloana şi se umple cu noroi.

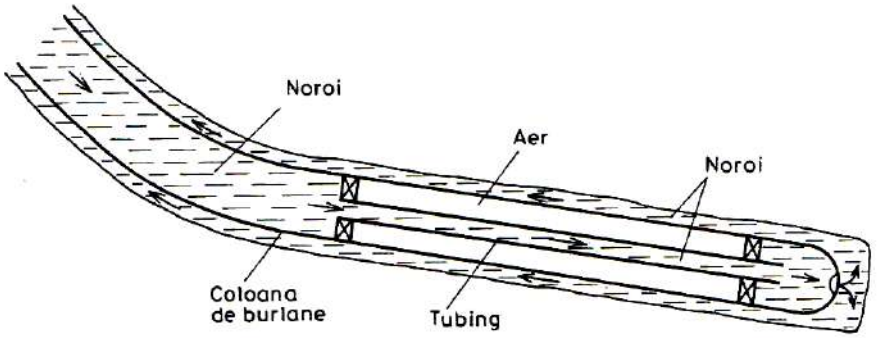

Fig. 5. *Folosirea efectului de flotabilitate cu posibilitatea de circulaţie.*

După ce s-a terminat tubarea, dispozitivul de separare şi tubingul de circulaţie se extrag şi coloana se cimentează în mod obişnuit. Există şi varianta cimentării coloanei prin tubing, ceea ce permite manevrarea şi rotirea coloanei.

Efectul flotabilităţii, în cele două variante, s-a utilizat şi la tubarea unor lainere lungi, a unor lainere parţial şliţuite şi parţial cimentate [6, 18].

Flotabilitatea se amplifică dacă se măreşte densitatea noroiului din sondă, se micşorează densitatea celui din coloană, când nu sunt contraindicaţii [27].

S-au propus şi burlane fabricate din aluminiu, evident mult mai scumpe [10].

3. Comportarea burlanelor în sonde deviate

Pe porţiunile cu intensităţi de deviere mari, performanţele burlanelor pot fi afectate. Cercetări experimentale şi teoretice au fost efectuate în Japonia [15].

Presiunea de turtire se reduce într-o oarecare măsură când burlanele sunt solicitate şi la încovoiere, deşi reducerea nu pare să fie semnificativă la intensităţi de deviere moderate (fig. 6).

Atât presiunea de turtire, cât şi cea de spargere se reduc sensibil când burlanele sunt uzate. În sonde deviate, uzura poate fi însemnată din cauza presiunilor de contact dintre prăjini şi burlane ridicate.

S-a constatat că rezistenţa îmbinărilor premium şi a celor cu filet Buttress nu este practic afectată la intensităţi de deviere sub $12^{o}/10$ m. În schimb, îmbinările cu filet rotunjit îşi reduc rezistenţa la tracţiune şi la compresiune ca urmare a concentrării tensiunilor la rădăcina spirelor.

Etanşeitatea îmbinărilor solicitate la încovoiere se păstrează doar la cele premium, cu etanşare metal pe metal. Burlanele cu filet Buttress şi cele cu filet rotunjit îşi pierd etanşeitatea atât la gaze, cât şi la apă. De remarcat că, la aceeaşi tensiune axială echivalentă, încovoierea are un efect mai puţin defavorabil decât tracţiunea în ceea ce priveşte pierderea etanşeităţii.

În general, în sonde cu intensităţi mari de deviere sunt recomandabile burlane cu îmbinări premium – cu filet trapezoidal şi cu suprafeţe de etanşare

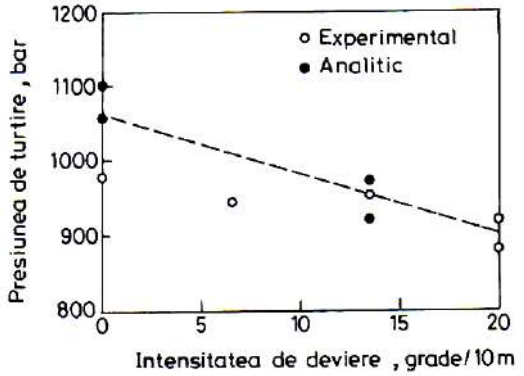

Fig. 6. *Efectul încovoierii asupra presiunii de turtire [15].*

frontale –, capabile să preia momente de încovoiere şi momente de torsiune; prin rotire, frecările se reduc şi introducerea este facilitată. Pentru a preveni efectul uzurii se folosesc burlane cu rezistenţă la spargere şi la turtire mărită.

Dacă solicitările la încovoiere nu sunt prea mari, profilul coloanelor se stabileşte la presiune exterioară, presiune interioară şi tracţiune. Presiunea exterioară se determină considerând adâncimile pe verticală, iar forţele de tracţiune ţinând seama de forţele de frecare la ridicarea coloanei. Dacă se iau în considerare şi tensiunile de încovoiere se determină tensiunile echivalente şi se compară cu o rezistenţă admisibilă. Prin metoda elementului finit se pot lua în considerare şi alte efecte, ca de exemplu cel al centrorilor, al temperaturii [16].

4. Centrarea coloanelor de burlane

Reuşita cimentării coloanelor de burlane în sonde deviate presupune centrarea lor în gaura de sondă. Dacă burlanele sunt centrate se îmbunătăţeşte gradul de dezlocuire a noroiului şi se formează un inel de ciment relativ uniform. Totodată, se previne prinderea coloanelor prin lipire de pereţii găurii de sondă, se reduc forţele de manevrare şi de rotire a coloanelor.

4.1. Tipuri de centrori

Se utilizează două tipuri de centrori:
– cu *lame elastice*, sudate ori detaşabile;
– *rigizi* (*pozitivi*), cu lame sudate sau frezate din corp (fig. 7).

Centrorii cu lame elastice se folosesc în sonde fără probleme, apropiate de verticală. Diametrul lor, în stare liberă, depăşeşte cu 10 – 30 mm diametrul găurii de sondă în care sunt introduşi. Numărul lamelor este cuprins între 4 şi 12; el creşte cu diametrul sondei. Lamele pot fi drepte sau elicoidale. Acestea din urmă sunt recomandabile în sonde cu pericol de manşonare ori cu găuri de cheie.

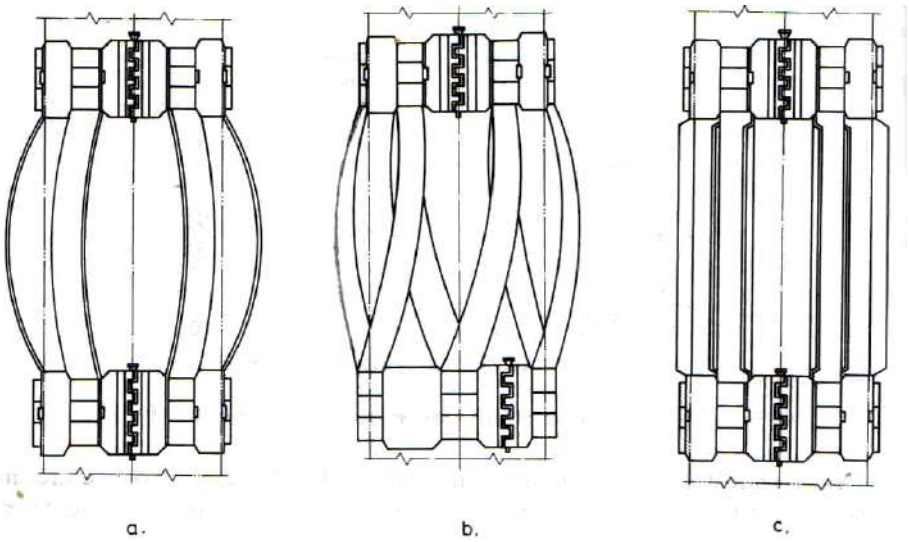

Fig. 7. *Centrori de coloane:*
a – cu lame elastice drepte; b – cu lame elastice elicoidale; c – rigizi.

Se utilizează şi centrori dubli (lamele au două bucle). Aceştia au o capacitate de centrare sporită.

Centrorii elastici se caracterizează prin:

– forţa de pornire: forţa axială necesară introducerii centrorului în coloana tubată anterior;

– forţa de manevrare: forţa axială necesară pentru deplasarea centrorului în coloana anterioară (mai mică decât precedenta);

– forţa de restituire: forţa transversală exercitată de centror pe pereţii sondei pentru a menţine jocul minim acceptabil;

– caracteristica elastică deformaţie-forţă transversală.

Este de dorit ca primele două forţe să fie cât mai mici, iar cea de a treia cât mai mare.

Se utilizează şi centrori dubli. Aceştia o capacitate de centrare sporită, lăsând în acelaşi timp mai mult spaţiu de circulaţie, deoarece lamele sunt mai rare, dar sunt dispuse pe cele două porţiuni în alternanţă şi cu sensul de înclinare diferit.

Există, de asemenea, centrori-turbulizori, care îmbunătăţesc dezlocuirea noroiului de pasta de ciment.

În cazul lainerelor, al coloanelor cu filtru şi în sondele cu dificultăţi se folosesc centrori rigizi. Aceştia au diametrul cu 5 – 10 mm mai mic decât diametrul interior al coloanei prin care se introduc.

Pentru a reduce forţele de frecare cu pereţii sondei în timpul introducerii coloanei s-au construit şi centrori care au lamele strânse în timpul introducerii. La adâncimea dorită, lamele sunt eliberate de presiunea hidrostatică din sondă şi centrorii sunt activaţi. În acelaşi scop se folosesc şi centrori cu role.

4.2. Distanţa dintre centrori

Numărul de centrori cu care se echipează o coloană pe un anumit interval este determinat de: diametrul sondei şi cel al coloanei, greutatea unitară a burlanelor, forţa axială de-a lungul acestora, înclinarea sondei, densitatea noroiului şi performanţele centrorilor.

În sondele înclinate şi curbate, coloanele echipate cu centrori se descentrează din două motive: 1. burlanele se deformează sub acţiunea greutăţii proprii şi a forţei axiale şi 2. centrorii se deformează sub acţiunea forţei normale, de contact cu pereţii sondei, la care sunt supuşi, dacă sunt elastici [11]. Distanţa dintre centrori trebuie stabilită astfel încât, în orice punct de-a lungul intervalului ce interesează, jocul burlane-sondă să nu scadă sub o anumită limită.

Se defineşte un grad de centrare (*stand off*), ca raport între jocul minim coloană-sondă şi diferenţa dintre razele lor. Când coloana este perfect centrată acest grad este 100%, iar când ea vine în contact cu pereţii sondei este zero. Se recomandă ca el să nu scadă sub 60 − 75 %.

Considerând coloana de burlane ca o grindă continuă sprijinită pe pereţii sondei prin intermediul centrorilor, în cazul general al unei sonde deviate spaţial, *Juwkam-Wold şi Wu* au stabilit o relaţie pentru calculul deflecţiei faţă de axa sondei la mijlocul distanţei dintre doi centrori, unde este considerată maximă [11]. Aceasta este

$$\delta = \frac{Nl_c^3}{384EI} \cdot \frac{24}{u^4}\left(\frac{u^2}{2} - \frac{u\,\mathrm{ch}\,u - u}{\mathrm{sh}\,u}\right), \tag{1}$$

unde

$$u = \sqrt{\frac{Fl_c^2}{4EI}}\,. \tag{2}$$

S-au notat: N – forţa laterală totală care acţionează pe coloană între doi centrori şi provoacă deflecţia acesteia;

l_c – distanţa dintre doi centrori;

E – modulul de elasticitate al oţelului;

I – momentul de inerţie axial al secţiunii transversale a burlanelor;

F – forţa axială din burlane.

Forţa laterală N este creată de greutatea proprie a burlanelor dintre doi centrori qgl_c şi de forţa axială F, în zone curbate (q – masa unitară a burlanelor, în noroi, g – acceleraţia gravitaţională).

În cazul general, forţa laterală are două componente: una orientată după normala principală a curbei descrise de axa sondei pe porţiunea respectivă N_n şi a doua după binormala la această curbă N_b. Ele au expresiile [11]:

$$N_n = \frac{qgl_c}{\sin\frac{\theta}{2}} \sin\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2} \sin\frac{\alpha_1-\alpha_2}{2} + 2F_1 \sin\frac{\theta}{2}, \tag{3}$$

şi

$$N_b = \frac{qgl_c}{\sin\theta} \sin\alpha_1 \sin\alpha_2 \sin(\omega_2 - \omega_1). \tag{4}$$

S-a considerat un segment din gaura de sondă între doi centrori, 1 şi 2, cu o curbură constantă. Cu α s-a notat înclinarea sondei, cu ω – azimutul, iar cu θ – unghiul total de deviere. Acesta din urmă este calculat cu formula (v. cap. 1)

$$\cos\theta = \cos\alpha_1 \cos\alpha_2 + \sin\alpha_1 \sin\alpha_2 \cos(\omega_2 - \omega_1). \tag{5}$$

Forţa laterală totală

$$N = \sqrt{N_n^2 + N_b^2}. \tag{6}$$

Când sonda este plană ($\omega_1 = \omega_2$) componenta $N_b = 0$ şi

$$N = N_n = qgl_c \sin\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2} + 2F_1 \sin\frac{\alpha_1-\alpha_2}{2} \tag{7}$$

dacă înclinarea sondei scade şi

$$N = N_n = qgl_c \sin\frac{\alpha_1+\alpha_2}{2} - 2F_1 \sin\frac{\alpha_1-\alpha_2}{2} \tag{8}$$

dacă înclinarea sondei creşte.

Cu F_1 s-a notat forţa axială sub primul centror, notat cu 1.

Când forţa axială este mare în raport cu greutatea segmentului de coloană, forţa N din (8) şi deflecţia δ devin negative. Aceasta înseamnă că deflecţia burlanelor se produce spre partea superioară a sondei.

Dacă sonda este dreaptă ($\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha$) coloana se deformează doar sub greutatea proprie.

Formula (1) devine:

$$\delta = \frac{qgl_c^4 \sin\alpha}{384EI} \cdot \frac{24}{u^4}\left(\frac{u^2}{2} - \frac{u\,\mathrm{ch}\,u - u}{\mathrm{sh}\,u}\right), \tag{9}$$

ecuaţie stabilită de *Timoshenko* pentru bare drepte înclinate cu capetele fixe. Dacă forţa axială este de compresiune ch*u* se înlocuieşte cu cos*u* şi sh*u* cu sin*u*.

În sonde drepte, forţa de tracţiune reduce mărimea lui δ, dar în sonde cu devieri mari, efectul este invers.

Cea de-a doua componentă a deflecţiei burlanelor, provocată de comprimarea centrorilor, se determină dacă se cunoaşte caracteristica lor deformaţie-sarcină, ridicată pe un stand de încercări:

$$s = f(N). \tag{10}$$

Sarcina normală N preluată de un centror este egală cu forţa laterală totală calculată mai sus dacă centrorii sunt egal spaţiaţi, iar variaţiile de înclinare şi azimut ale coloanei de la un segment de coloană la cel adiacent sunt mici. Când spaţierea nu este uniformă, forţa care se exercită pe un centror este egală cu media forţelor laterale pe segmentele adiacente.

Deplasarea totală a coloanei faţă de axa sondei, la jumătatea distanţei dintre doi centrori, va fi

$$\Delta = \delta + s. \tag{11}$$

Această excentricitate este considerată acceptabilă dacă este mai mică decât valoarea maximă admisă. Se impune adesea:

$$\Delta \le \frac{1}{4}\frac{D_s - D_c}{2}, \tag{12}$$

unde D_s este diametrul sondei şi D_c – diametrul coloanei.

Practic, pentru o coloană de burlane cu diametrul exterior şi masa unitară date, tubată într-o sondă caracterizată spaţial printr-un set de măsurători de deviere şi un anumit diametru, calculul distanţei dintre centrori începe de la capătul inferior al coloanei. Sub primul centror, montat imediat deasupra şiului, forţa axială F_1 este zero. În continuare se admite o distanţa l_c până la cel de-al doilea centror. Se calculează mărimile N_n, N_b şi N, deflecţia δ, se citeşte de pe caracteristica centrorilor deformaţia s şi în final se determină deflecţia Δ. Dacă nu este îndeplinită condiţia (12) se micşorează lungimea l_c şi calculele se repetă. După ce s-a stabilit distanţa dintre primii doi centrori l_{12}, se calculează forţa axială din dreptul centrorului al doilea: $F_2 = F_1 + qgl_{12}\cos\alpha_m$ cu $\alpha_m = (\alpha_1+\alpha_2)/2$.

Calculele se repetă pentru cel de-al treilea centror ş.a.m.d.

Adeseori, se montează un centror la fiecare burlan şi se verifică dacă este îndeplinită condiţia (12).

Centrori sunt fixaţi pe burlane cu ajutorul unor coliere.

Măsurătorile acustice efectuate după cimentarea coloanei au arătat că gradul de centrare real poate fi mult diferit de cel calculat. Tortuozitatea găurii de sondă, flotabilitatea creată de pasta de ciment, torsionarea coloanei la rotire, frecările, prezenţa flambajului au efecte semnificative [13, 22].

5. Forajul dirijat cu coloana de burlane

Pentru a traversa zone instabile ori cu pierderi de circulaţie care provoacă dificultăţi în timpul forajului adesea de nedepăşit, dar şi pentru a reduce durata lucrărilor, se răspândeşte în prezent forajul cu coloana de burlane. Drept garnitură de foraj serveşte chiar coloana de burlane cu care se tubează sonda pe intervalul respectiv: tubarea este simultană cu forajul. Metoda este folosită atât la forajul sondelor verticale, cât şi al celor dirijate. Ea s-a răspândit după 1997, odată cu introducerea primului sistem comercial – *Tesco* [3, 4, 7, 9, 12, 14, 23, 25, 29].

Există două sisteme principale de foraj cu coloana de burlane: *cu sapa nerecuperabilă* şi *cu ansamblul de fund recuperabil.*

Primul sistem este mai simplu, dar este aplicabil doar la sonde verticale, de obicei pe intervalul tubat cu coloana de suprafaţă, sau pe porţiuni drepte. Coloana este echipată la capătul inferior cu o sapă cu diametrul adecvat, care după atingerea adâncimii dorite este frezată, pentru a putea continua forajul.

Sistemele cu ansamblul de fund recuperabil permit forajul dirijat, cu motoare de fund ori cu sisteme de dirijare rotary, schimbarea sapei sau a unor subansamble dacă este nevoie, utilizarea echipamentelor de dirijare şi de carotaj în timpul forajului. Ansamblul de fund este extras, şi reintrodus dacă este cazul, cu garnitura de prăjini sau cu cablu. Lungimea lui ajunge la 30 – 40 m.

În figura 8 este prezentat un ansamblu de fund cu motor dezaxat. Când se foloseşte un sistem de dirijare rotary, lărgitorul hidraulic, care trece prin coloana de burlane şi lărgeşte gaura de sondă la diametrul dorit, este plasat la ieşirea din coloană. Se poate folosi şi o sapă bicentrică. Ansamblul este fixat, cu un sistem de blocare-deblocare, mecanic şi hidraulic, capabil să preia sarcini axiale şi momente de torsiune, într-un niplu din coloană profilat. Sistemul respectiv asigură şi etanşarea faţă de coloană, cu nişte cupe de cauciuc.

Coloana de burlane este antrenată cu ajutorul *top drive*-ului prin intermediul unui dispozitiv cu bacuri, asemănător cu un rac de instrumentaţie, introdus în primul burlan şi angajat prin rotire. Dispozitivul este capabil să preia greutatea coloanei, să transmită momente de torsiune şi să etanşeze pe burlan. Coloana are la capătul inferior un şiu freză. Burlanele trebuie să fie capabile să transmită momente de torsiune. Se folosesc burlane cu îmbinări Buttress cu un inel plasat în mufă între capetele burlanelor ori burlane care au mufă cu prag de sprijin.

Coloana de burlane se roteşte cu o turaţie mică, 25 – 75 rot/min. Când se foloseşte un motor de fund, se alternează rotirea cu forajul prin lunecare cu motorul orientat şi coloana nerotită. În cazul sistemelor de dirijare rotary, ansamblul de fund este de obicei antrenat de un motor obişnuit, aflat în partea de sus a ansamblului, pentru a mări turaţia la sapă, la 150 – 180 rot/min.

Apăsarea axială este relativ redusă, iar debitul este în general mai mic decât la forajul obişnuit, la acelaşi diametru al sapei.

Când coloana nu are niplu cu valvă de reţinere, înainte de cimentarea ei se introduce un reţinător de ciment frezabil, cu cablu, cu prăjinile sau prin pompare.

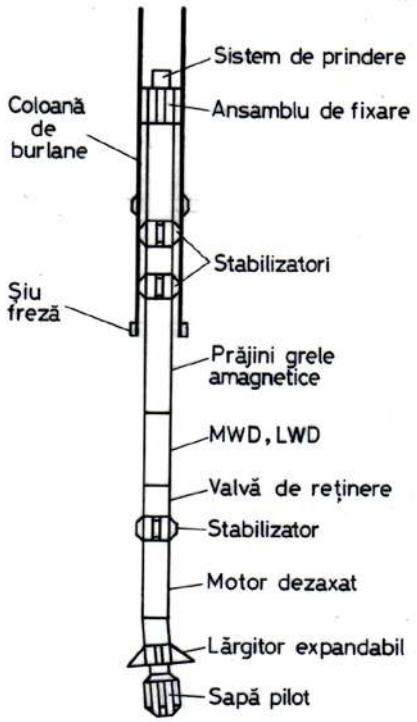

Fig. 8. *Sistem de foraj cu coloana de burlane cu ansamblu de fund recuperabil.*

.

Se practică şi forajul direcţional cu lainer. El este introdus şi antrenat cu garnitura de foraj. Ansamblul de fund, similar cu cel utilizat la forajul cu coloana de burlane, blocat în capătul inferior al lainerului, este recuperabil. S-au folosit şi lainere cu sapă frezabilă pe intervale drepte cu înclinări mari [1, 17, 20, 24, 26].

6. Cimentarea coloanelor

Particulele solide (detritus, material de îngreunare) depuse pe peretele inferior al sondelor înclinate şi neîndepărtate de pasta de ciment pot crea dificultăţi în timpul exploatării. Spaţiul inelar nu este etanş şi de-a lungul lui pot circula fluidele din stratele adiacente (gaze, petrol sau apă), dar şi fluidele folosite pentru stimularea sondei, reducând eficacitatea operaţiei. Depunerile de particule pot fi îndepărtate prin utilizarea unor fluide de foraj cu o capacitate de suspendare satisfăcătoare, creşterea debitelor de pompare, manevrarea şi rotirea garniturii cu turaţie mare, pomparea unor dopuri de spălare, echiparea coloanelor cu scarificatori, rotirea şi manevrarea lor în timpul cimentării.

Pastele de ciment trebuie să fie cât mai stabile pentru a evita separarea apei şi acumularea ei pe peretele superior al sondelor, ceea ce ar constitui o cauză a

neetanşeităţii spaţiului inelar după cimentare. Conţinutul de apă separată trebuie să fie zero, iar volumul de filtrat în celula de presiune şi temperatură ridicate trebuie să fie mai mic de 100 cm^3/30 min. Se folosesc adeseori paste cu latexuri, foarte stabile, dar şi paste uşoare, paste spumate, când gradienţii de fisurare sunt reduşi. Se aplică uneori şi cimentarea etajată.

În limitele restricţiilor de presiune, este de dorit ca debitele de circulaţie în timpul cimentării să fie cât mai mari posibile, pentru a mări gradul de dezlocuire a noroiului, inclusiv a celui gelificat.

Centrarea coloanelor constituie o soluţie cheie în sondele cu înclinări mari. Dacă burlanele se află în centrul găurii de sondă, profilul vitezelor de curgere în secţiunea spaţiului inelar este relativ uniform. Se previne în acest mod canalizarea pastei prin spaţiul mai larg şi ocolirea noroiului gelificat din spaţiile mai înguste, iar inelul de ciment din jurul burlanelor este uniform. Se previne prinderea coloanelor prin lipire pe pereţii găurii de sondă şi se reduc forţele de manevrare şi de rotire a coloanelor.

Curăţitorii de turtă îndepărtează turta de colmatare, agită noroiul gelificat şi depunerile de solide, facilitând dezlocuirea lor. Aderenţa pietrei de ciment cu pereţii sondei se îmbunătăţeşte.

Gradul de dezlocuire a noroiului este mărit dacă, în timpul cimentării, coloanele sunt manevrate şi rotite: noroiul este împiedicat să gelifice şi este mai uşor de dezlocuit. Totodată, sunt activaţi curăţitorii de turtă. Coloanele de burlane se manevrează pe circa 6 m lungime şi se rotesc cu 15 – 25 rot/min.

În sonde orizontale, diferenţa de densitate dintre pasta de ciment şi noroiul dezlocuit nu joacă un rol semnificativ în ceea ce priveşte eficienţa dezlocuirii, ca la sondele verticale. Nici rotirea coloanei nu are un efect marcant [5].

Întrebări

1. *Ce probleme deosebite pot interveni la tubarea şi cimentarea coloanelor de burlane în sonde cu devieri şi înclinări mari?*
2. *Cum pot fi introduse coloanele de burlane în sonde cu deplasări orizontale mari?*
3. *Ce tipuri de îmbinări sunt recomandate pentru burlanele tubate în sonde cu intensităţi mari de deviere?*
4. *Ce tipuri de centrori se folosesc?*
5. *Ce factori determină distanţa dintre centrori?*
6. *Cum se poate îmbunătăţi gradul de dezlocuire a noroiului din spaţiul inelar de pasta de ciment?*
7. *Ce proprietăţi trebuie să aibă pasta de ciment la sonde cu înclinări mari?*

Referinţe bibliografice

1. Aguilera Naveja, L. F. *et al.*: *Use of Liner Drilling Technology as a Mitigation to Lost Circulation in The Faja De Oro (Golden Lane) Oil Fields Offshore Veracruz, Mexico,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 5 – 7 March 2013, SPE/IADC 163 418.

2. Arslan, M. *et al.*: *Buckling of Bouyancy Assisted Tubulars*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 8 – 10 October 2012, SPE 159 747.

3. Avery, M. *et al.*: *High Angle Directional Drilling with 9 5/8 in Casing in Offshore Qatar*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 17 – 19 March 2009, SPE 119 446.

4. Beaumont, E. *et al.*: *First Retrievable Directional Casing While Drilling (DCwD)Application in Peruvian Fields Generates Time Reduction and Improves Drilling Performance Preventing Potential Non-Planned Downtime*, Latin American & Caribbean Petroleum Engineering Conference, Lima, Peru, 1 – 3 December 2010, SPE 139 339.

5. Brooks, R.: *Two-Stage Cementation of a Multilateral Junction, After Floating in The Casing*, Brasil Offshore Conference and Exhibition, Macaé, Brazil, 14 – 17 June 2011, SPE 143 090.

6. Carrasco-Teja, M. *et al.*: *Cementing Horizontal Wells*: *Complete Zonal Isolation Without Casing Rotation,* Gas Technology Symposium 2008, Joint Conference, Calgary, Canada, 16 – 19 June 2008, SPE 114 955.

7. Chima, J. *et al.*: *Casing Drilling Technology Application: Case Histories from Saudi Arabia,* Saudi Arabia Section Technical Symposium and Exhibition, Al-Khobar Saudi Arabia, 8 – 11 April 2012, SPE 160 857.

8. Eck-Olsen, J. *et al.*: *Flotation of 10 3/4 in Liner – A Method Used to Reach Beyond 10 km*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 22 – 24 February 2007, SPE/IADC 105 839.

9. Fattah, K. A. *et al.*: *Potential Implementation of Casing with Drilling Technique in the Western Desert Fields of Egypt*, North Africa Technical Conference and Exhibition, Cairo, Egypt, 20 – 22 February 2012, SPE 149 835.

10. Gelfgat, M. Ya. *et al.*: *Aluminium Alloy Tubulars – Assessment for Ultralong Well Construction,* Annual Technical Conference and Exhibition, Anaheim, California, USA, 11 – 14 November 2007, SPE 109 722.

11. Juwkam-Wold, H. C., Wu, J.: *Casing Deflection and Centralizer Spacing Calculations* SPE Drilling Engineering, December 1992, p. 268 – 274. (SPE 21 282).

12. Karmi, M. A. *et al.*:*A Rewiew of Casing Drilling Advantages to Reduce Lost Circulation Improve Wellbore Stability, Augment Wellbore Strengthening, and Mitigate Drilling Induced Formation Damage*, Middle East Drilling Technology Conference and Exhibition, Muskat, Oman, 24 – 26 October 2011, SPE/IADC 148 564.

13. Liu, G., Weber, L.: *Centralizer Selection and Placement Optimization*, Deepwater Drilling and Completions Conference, Galveston, Texas, USA, 20 – 21 June 2012, SPE 150 345.

14. López, E. *et al.*: *Casing Drilling Application with Rotary Steerable and Triple Combo in New Deviated Wells in Cira Infantas Field*, Annual Technical Conference and Exhibition, Florence, Italy, 19 – 22 September 2010, SPE 134 586.

15. Maruyama, K. *et al.*: *Development of casing design program for directional and horizontal wells*, PD-vol. 65, Drilling Technology, ASME 1995, p. 205 – 214.

16. McSpadden, A. R. *et al.*: *Advanced Casing Design with Finite Element Model of Effective Dogleg Severity, Radial Displacements, and Bending Loads*, SPE Drilling & Completion, September 2012, p. 436 – 448. (SPE 141 458).

17. Moffitt, M., Erikson, E.: *Liner Drilling with a Multiset Hanger and Retrievable BHA*, Deepwater Drilling and Completions Conference, Galveston, Texas, USA, 5 – 6 October 2010, SPE 137 088.

18. Ritchie, B. *et al.*: *Increasing the Reach and Selectivity of Complections in Extended Reach Horizontal Wells*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Ho Chi Minh City, Vietnam, 1 – 3 November 2010, IADC/SPE 135 670.

19. Rogers, H. *et al.*: *Buoyancy Technology Used Effectively in Casing-Running Operations to Extend Lateral Step-Out*: *Multiple Case Histories Detail Application Risks, Successes, and Improved Operation Procedures*, Eastern Regional Meeting, Columbus, Ohio, USA, 17 – 19 August 2011, SPE 149 206.

20. Rosenberg, S. *et al.*: *Liner Drilling Technology as a Mitigation to Hole Instability and Loss Intervals: A Case Study in the Gulf of Mexico*, Drilling Conference, New Orleans, Louisiana, USA, 2 – 4 February 2010, SPE 128 311.

21. Samuel, G. R, Mason, C. J.: *Surge and Drag Analysis for Extended Reach Casing and Casing Flotation Operations with Centralizers*: *A Design Challenge*? SPE Drilling & Completion, December 2009, p. 473 – 483. (SPE 110 700).

22. Sanchez, A. *et al.*: *Casing Centralization in Horizontal and Extended Reach Wells,* European Unconventional Resources Conference and Exhibition, Vienna, Austria, 20 – 22 March 2012, SPE 150 317.

23. Sanchez, F. *et al.*: *Casing while Drilling (CwD) a New Approach Drilling FIQA Formation in the Sultanate of Oman. A Success Story*, International Petroleum Exhibition & Conference, Abu Dhabi, UAE, 1 – 4 November 2010, SPE 136 107.

24. Srinivasan, A. *et al.*: *New Directional Drilling with Liner System Allows Logging and Directional Control While Getting Casing Across Trouble Zones*, Intern. Oil and Gas Conference & Exhibition, Beijing, China, 8 – 10 June 2010, SPE 131 391.

25. Strickler, R *et al.*: *Casing Directional Using a Rotary Steerable System*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 23 – 25 February 2005, SPE/IADC 92 195.

26. Torsvoll, A. *et al.*: *Successful Development and Field Qualification of a 9 5/8 in and 7 in Rotary Steerable Drilling Liner System that Enables Simultaneous Directional Drilling and Lining of the Wellbore*, Drilling Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 2 – 4 February 2010, IADC/SPE 128 685.

27. Uzokwe, F. C.: *Casing ERD Wells to Target the New Improved Casing Flotation – A New Solution*, Nigerian Annual International Conference and Exhibition, Abuja, Nigeria, 6 – 8 August 2012, SPE 162 963.

28. Walker, M.W.: *Pushing the Extended Reach Envelope at Sakhalin: An Operator´s Experience Drilling a Record Reach Well*, Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2011, IADC/SPE 151 046.

29. Warren, T., Lesso, B.: *Casing Drilling Directional Wells,* Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, 2 – 5 May 2005, OTC 17 453.

10

PERFORAREA COLOANELOR DE BURLANE

În sonde verticale ori cu înclinări mici, multe investigaţii şi operaţii se realizează cu scule sau aparate lansate cu cablu: diverse tipuri de carotaj, măsurarea devierii, cavernometrie, testarea stratelor productive, determinarea presiunii şi temperaturii din sonde, localizarea mufelor, perforarea coloanelor de burlane, armarea şi extragerea unor packere sau dopuri, determinarea zonei de prindere a garniturii de foraj, detectarea mişcării unor fluide ş.a.

La înclinări mari – peste 40 – 60° şi chiar mai puţin când pereţii sondei prezintă neregularităţi (praguri, ocniri, gâtuiri, schimbări bruşte de direcţie) –, sculele introduse cu cablu nu coboară sub greutatea proprie din cauza frecărilor cu pereţii. Ele trebuie împinse sau transportate în sondă, inclusiv de-a lungul intervalului ce interesează, cu mijloace independente. Şi acţionarea unor scule în sonde înclinate ridică probleme.

În prezent, cele mai multe investigaţii geofizice şi măsurători, mai ales în sonde direcţionale sau orizontale, se efectuează chiar în timpul forajului, astfel că problemele se simplifcă. Dar, pentru siguranţă ori pentru completarea informaţiilor, unele investigaţii sau măsurători se fac în sonde terminate. În plus, anumite operaţii, cum este perforarea coloanelor, de care ne vom ocupa cu precădere aici, nu sunt simultane cu forajul propriu zis.

1. Sisteme de introducere a sculelor şi instrumentelor în sonde

Pentru introducerea diverselor scule, dispozitive sau aparate în sonde cu înclinări mari, inclusiv în cele orizontale, există mai multe procedee [17]:

– pomparea lor prin prăjini sau tubing;
– deplasarea cu garnitura de prăjini sau cu tubingul;
– introducerea cu tubingul înfăşurat pe tobă;
– transportarea cu mijloace autopropulsante.

1. Instrumente pompate. Se introduc prăjinile libere până la adâncimea dorită, apoi se lansează instrumentul, special adaptat şi echipat cu o tijă grea. Când acesta nu mai coboară sub greutatea proprie, se pompează noroi prin prăjini până ce instrumentul ajunge la capătul prăjinilor, unde se opreşte într-un protector ataşat la prăjini. Sonda se investighează în timpul extragerii prăjinilor.

2. Aparate deplasate cu garnitura de prăjini sau cu tubingul. Aparatul de investigare, prevăzut la partea superioară cu fişă electrică, se montează într-o carcasă de protecţie la capătul prăjinilor (tubingului). După ce se introduce garnitura până la capătul de sus al intervalului ce urmează să fie investigat, se înşurubează la ultima prăjină o reducţie cu intrare laterală prin care trece cablul de carotaj. La capătul lui se ataşează o tijă prevăzută cu un piston şi o mufă electrică. Se lansează cabul prin reducţie şi apoi se pompează tija până ce mufa se cuplează electric cu fişa aparatului. Se controlează dacă circuitul este închis şi cablul este întins. În continuare, se adaugă prăjini la garnitură, cablul rămânând în exteriorul acesteia, prins cu nişte cleme din cauciuc (fig. 1).

Intervalul care interesează se investighează fie la introducere, fie la extragerea garniturii. Poziţia reducţiei cu intrare laterală determină lungimea intervalului care poate fi investigat. Reducţia nu trebuie coborâtă în zona netubată.

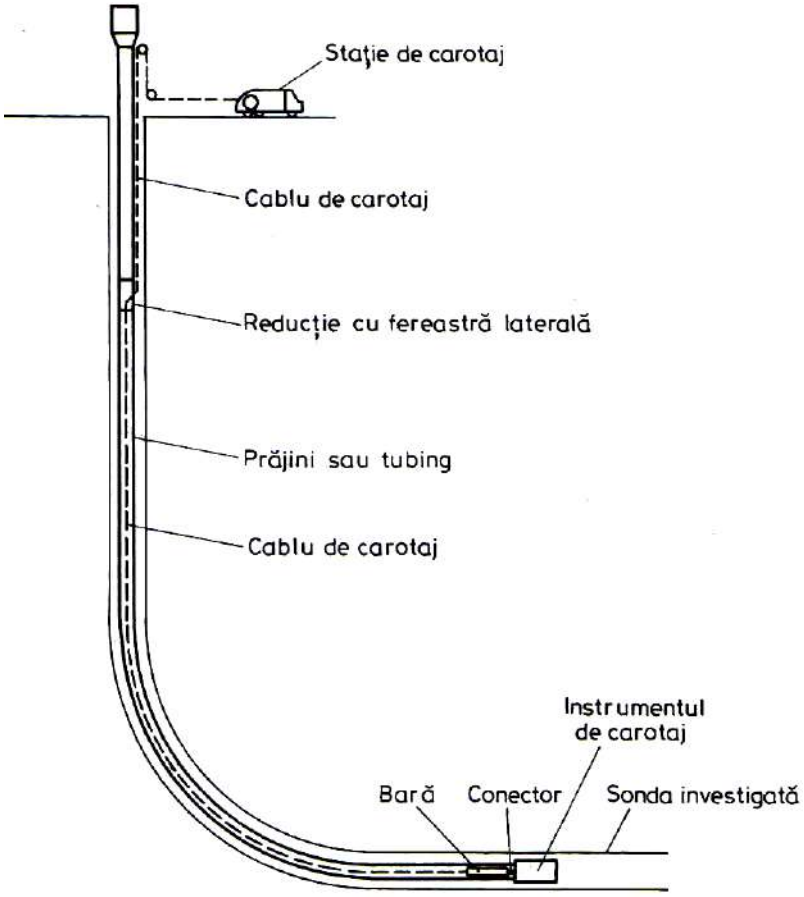

Fig. 1. *Sistem de carotaj transportat cu prăjinile.*

Sistemul constituie o perfecţionare a celui precedent şi este utilizat pentru diverse tipuri de carotaj, pentru testarea stratelor şi la perforarea coloanelor.

Perforatoarele introduse cu tubingul sunt uzuale şi la forajul vertical.

Există şi o variantă mai nouă în care cablul electric lipseşte. Ansamblul dispozitivelor de carotaj, prevăzut cu baterii electrice şi cu memorie, este amplasat în capătul inferior al prăjinilor, într-o reducţie specială. După introducerea garniturii, se pompează un godevil care împinge ansamblul la capătul prăjinilor, unde rămâne suspendat pe perioada investigaţiei, la extragerea garniturii. Se elimină astfel avariile de cablu şi contactul electric umed, garnitura poate fi rotită sau manevrată, sonda poate fi închisă pe prăjini, dacă este necesar.

3. Aparate introduse cu tubingul înfăşurat pe tobă. Aparatul este montat în capătul tubingului, prevăzut cu cablul electric în interior. În raport cu sistemul precedent, de introducere cu prăjinile sau cu tubingul, acesta are unele avantaje:

– operaţia este mult mai rapidă;
– nu este necesar ca instalaţia de foraj să fie pe locaţie;
– cablul este protejat;
– este posibilă circulaţia în timpul introducerii;
– este evitat contactul electric umed, care poate să nu funcţioneze;
– este posibil controlul presiunii în sondă;
– se pot traversa zone cu intensităţi mari de deviere.

Sistemul este utilizat pentru toate tipurile de carotaj, pentru perforarea orientată şi perforarea sub presiune, localizarea mufelor, controlul coloanelor sparte, detectarea circulaţiei de fluide prin spatele coloanelor, măsurarea temperaturii, carotajul densităţii fluidului de foraj, controlul cimentării, localizarea prinderii garniturii ş.a. Ansamblul de aparate introdus cu tubingul înfăşurat pe tobă conţine reducţii flexibile, care permit înscrierea lui pe porţiuni cu intensităţi mari de deviere, centrori cu role, sabot de ghidare, reducţie de orientare (la perforări orientate), sisteme care permite rotirea liberă etc.

Cu tubingul înfăşurat pe tobă pot fi efectuate şi unele instrumentaţii.

În cazul unor sonde orizontale lungi poate apărea pericolul de flambaj al tubingului. Un sistem autopropulsat plasat în capătul tubingului măreşte mult lungimea de folosire a sistemului [4, 5, 7, 9].

4. Sisteme autopropulsante. Acestea au apărut prin 1994 şi se folosesc mai ales în sonde tubate, pentru: carotaj, perforare, fisurare hidraulică, acidizare, fixarea dopurilor, frezare, curăţarea dopurilor de nisip, diagnoza unor probleme de producţie, măsurători de presiune şi de temperatură ş.a. [2, 10, 19, 21].

Unele sisteme sunt introduse cu cablul obişnuit, de carotaj, şi sunt alimentate cu energie electrică de la suprafaţă, prin acelaşi cablu. Altele sunt introduse cu tubingul flexibil şi sunt acţionate hidraulic: după ce acesta nu mai avansează singur din cauza frecărilor cu pereţii sondei (în sonde orizontale lungi) se pompează lichid prin tubing care antrenează o turbină.

Figura 2 prezintă partea de tracţiune a unui sistem introdus cu cablu. Ea este alcătuită din mai multe secţiuni separate, în funcţie de forţa de tracţiune necesară

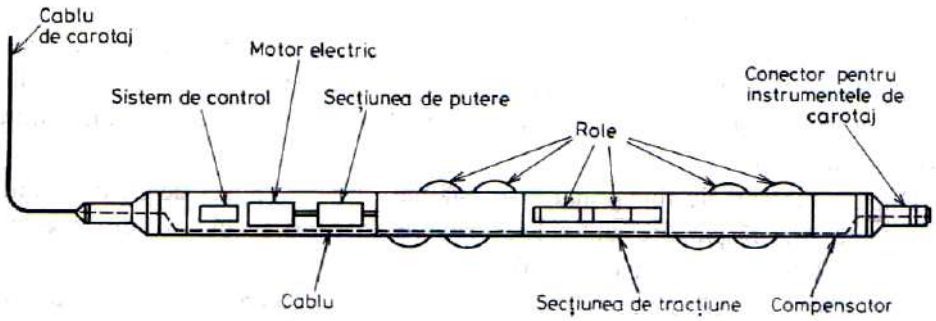

Fig. 2. *Sistemul de tractare* Welltec.

fiecare cu patru role dispuse la 180°. Fiecare rolă este antrenată de un motor hidraulic acţionat de un motor electric. Când sistemul este activat, rolele sunt împinse hidraulic în pereţi şi rotite, astfel că sistemul înaintează de-a lungul sondei. După ce ajunge la adâncimea dorită, rolele sunt retrase în corpul aparatului şi se activează instrumentele auxiliare pentru operaţia planificată.

Carotajul se efectuează la extragerea sistemului.

Întreaga funcţionare este controlată de un microprocesor.

2. Perforarea coloanelor de burlane

Când zona productivă este tubată şi cimentată, burlanele şi inelul de ciment din jurul lor se perforează, pentru a realiza comunicaţia strat-sondă, după diverse scheme: pe rânduri paralele, în eşicher, pe rânduri spirale, orientat.

Numărul găurilor variază în limite largi, între 10 şi 60 pe metru, în funcţie de mărimea lor, de diametrul burlanelor şi permeabilitatea rezervorului. Diametrul găurilor la intrare variază între 5 şi 20 mm, iar adâncimea lor în rocă este de ordinul zecilor de centimetri. Prin aceste găuri, stratul productiv se drenează şi fluidele afluează în sondă.

2.1 Intervale perforate

În sonde cu înclinări mari, intervalele perforate sunt mai lungi decât în cele verticale, pentru că traversează stratele productive pe o lungime mai mare. În sonde orizontale, lungimea intervalului perforat poate ajunge la mii de metri. Este de dorit ca operaţia de perforare să fie realizată într-un singur marş, ceea ce presupune un număr mare de încărcături explozive – chiar peste 10 000 [6].

Intervalele perforate fiind lungi, nu este necesar de regulă ca ele să fie delimitate anterior cu marcatori radioactivi de-a lungul coloanei de burlane, exceptând cazul unor cimentări sub presiune. De altfel, dacă litologia este neschimbată de-a lungul intervalelor productive, carotajul gama nu are vârfuri caracteristice, care să fie utilizate la delimitarea intervalelor ce trebuie perforate.

2.2. Densitatea perforaturilor

Aceasta se alege astfel încât să se obţină o productivitate maximă, să se minimizeze efectele de convergenţă a curgerii şi să se optimizeze operaţiile de stimulare. În sonde înclinate, ea nu diferă esenţial faţă de sondele verticale şi variază în limite destul de largi: 15 – 40 perf./m, uzual 20 perf./m (6 perf./ft). Atunci când rezervorul este eterogen, are permeabilitatea redusă, precum şi atunci când ţiţeiul este vâscos, densitatea perforaturilor trebuie să fie mai mare.

În sondele orizontale se recomandă, totuşi, o densitate mai mică atunci când intervalul deschis este lung, rezervorul este omogen, cu permeabilitate verticală mare şi nu sunt prevăzute operaţii de fisurare pentru stimularea sondelor.

În cazul intervalelor orizontale multiple, de 50 – 150 m lungime, care urmează să fie stimulate, se perforează mai multe seturi de orificii, la 10 – 20 m unul de altul (4 – 8 seturi pe interval). Un set are 6 – 10 orificii şi trebuie să acopere o lungime egală cu circa patru diametre ale coloanei de burlane.

2.3. Orientarea perforaturilor

Dacă rocile sunt consolidate, inelul de ciment este relativ uniform şi nu sunt prevăzute operaţii de fisurare, coloanele se perforează de regulă pe toată circumferinţa. În acest sens, se folosesc perforatoare obişnuite, cu 4, 5, 6, 7, 8, 12 sau 18 rânduri egal distanţate, adesea în spirală. Uzuale sunt cele cu 6 rânduri de încărcături dispuse în spirală: perforaturile sunt fazate la 60° (fig. 3).

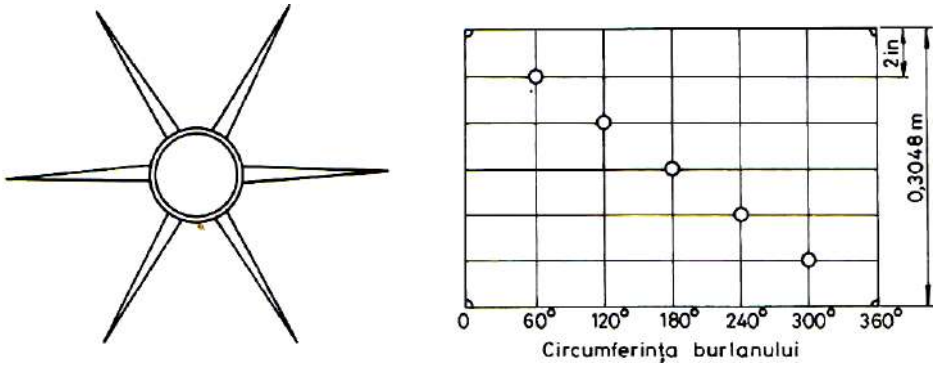

Fig. 3. *Dispunerea perforaturilor pe toată circumferinţa.*

În sonde cu înclinări mari şi mai ales în cele orizontale se pune uneori problema orientării perforaturilor, pentru a obţine productivitate maximă şi pentru a evita unele dificultăţi, legate de înnisipare, canalizarea pastei de ciment.

Orientarea perforaturilor se ia în considerare în roci neconsolidate, când sunt executate filtre de nisip, când se constată existenţa unui canal necimentat de-a lungul coloanei, precum şi atunci când sunt planificate operaţii de fisurare.

În principiu, densitatea şi orientarea perforaturilor trebuie să ţină seama de starea de tensiune din jurul sondei şi de poziţia ei în raport cu direcţia tensiunilor principale, de prezenţa contactului apă-ţiţei. Pentru diminuarea viiturilor de nisip trebuie evitată perforarea pe direcţia tensiunilor minime [14, 18, 25].

De obicei, în sondele orizontale este recomandată perforarea doar în partea superioară a sondei, pe un sector cuprins între 60^o la stânga şi 60^o la dreapta faţă de direcţia de sus a sondei, adesea între 350^o şi 10^o [1, 13, 16, 20, 23].

Când se formează un filtru de nisip, se evită perforaturile în partea superioară

Dacă sunt planificate operaţii de fisurare, perforaturile ar trebui orientate în planul fisurilor, în măsura în care direcţia acestora este cunoscută.

Perforatoarele orientate se introduc cu instrumente de orientare. Există şi perforatoare care se autoorientează, în sonde înclinate, sub efectul gravitaţiei.

De notat că perforarea coloanei într-o singură parte slăbeşte rezistenţa acestora la turtire.

2.4. Tipuri de perforatoare

Ca şi la sondele verticale, se utilizează perforatoare cu jet exploziv. Acestea folosesc efectul de focalizare a exploziei provocat de o cavitate conică existentă pe suprafaţa unei încărcături explozive. Efectul este amplificat dacă scobitura este căptuşită cu o pâlnie metalică. Energia se focalizează prin refracţia undelor de şoc create de detonarea încărcăturii de exploziv pe suprafaţa conică.

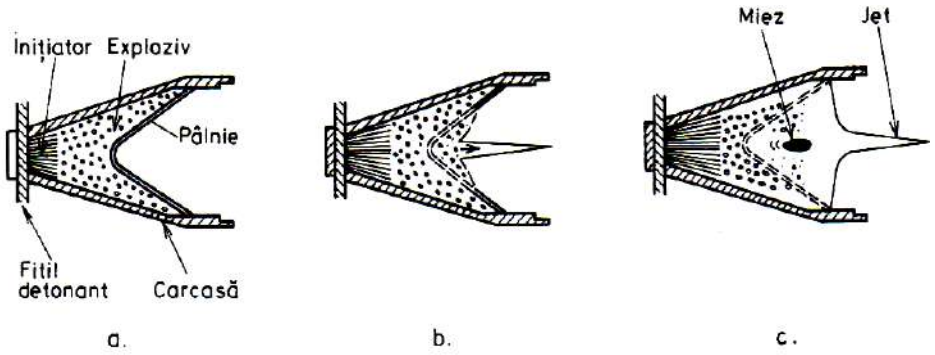

Fig. 4. *Celulă cu încărcătură explozivă folosită la perforare:*
a – componenţa; b – dezintegrarea pâlniei şi formarea jetului penetrant;
c – formarea unui miez din materialul pâlniei.

Celulele folosite la perforatoare au formă cilindroconică (fig. 4). Mărimea lor este determinată de diametrul perforatorului, indirect de diametrul ţevilor prin care acesta se introduce. Cantitatea de exploziv variază corespunzător, de la câteva grame la zeci de grame. Tipul de exploziv folosit (hexogen, octogen, penitrită, diverse lichide penetrante) depinde de temperatura din sondă.

Încărcătura explozivă presată în celulă are o cavitate conică acoperită de o pâlnie conică din cupru (formată prin presare din praf de cupru ce se dezintegrează uşor) sau un aliaj cupru-zinc. Încărcătura este aprinsă de un fitil detonant prin intermediul unei capse (iniţiatorul) pe bază de azotură de plumb.

După aprindere, pâlnia este deformată şi apoi dezintegrată. Jetul de gaze degajat de exploziv nu topeşte materialul ţintei, ci îl îngrămădeşte, îl compactează, perforând coloana de burlane, inelul de ciment şi roca din jur. Uneori, pâlnia nu se dezintegrează integral şi se formează un miez care urmează jetul exploziv (fig. 4, *c*). Miezul rămâne în canalul perforat.

Durata fenomenului de explozie este de ordinul 1 ms.

Construcţia perforatoarelor este determinată de diametrul ţevilor prin care se introduc, de modul de introducere în sondă, de sistemul de acţionare, de schema de perforare.

Se disting:

– perforatoare lansate cu cablul direct în coloana ce se perforează;
– perforatoare lansate cu cablu prin tubing;
– perforatoare introduse cu tubingul;
– perforatoare introduse cu tubingul înfăşurat pe tobă;
– perforatoare autopropulsate.

Primele două categorii sunt utilizabile în sonde verticale ori cu înclinări sub 40 – 50°, unde ele pot coborî sub greutatea proprie, eventual şi a unui lest. Celelalte sunt folosite cu precădere în sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale.

2.5. Perforatoarele introduse în coloană cu cablu

Acestea au o carcasă refolosibilă cu orificii în dreptul celulelor explozive montate în interior (fig. 5). Celulele, dispuse după diverse scheme, de obicei elicoidal, sunt unite de un fitil detonant. Detonatorul se află în capătul inferior al perforatorului şi poate fi activat printr-un fir electric. Orificiile din carcasă sunt astupate cu nişte dopuri perforabile.

În altă variantă, celulele sunt introduse într-o carcasă subţire care este perforată în timpul operaţiei şi nu mai este utilizabilă.

2.6. Perforatoare introduse cu cablu prin tubing

Acestea au dimensiuni transversale mai mici decât cele precedente. Celulele pot fi legate sub forma unui lanţ cu două sau patru sârme (fig. 6), pot fi prinse pe o bandă, dreptă ori spirală, sau pe o bară din oţel, pot fi unite între ele cu nişte elemente de legătură.

Există şi perforatoare cu carcasă recuperabilă.

Celulele sunt fabricate din materiale care se distrug uşor (aluminiu, sticlă, materiale ceramice). După perforare se recuperează doar capul de aprindere şi lestul. Aceste perforatoare pot fi introduse şi în coloană.

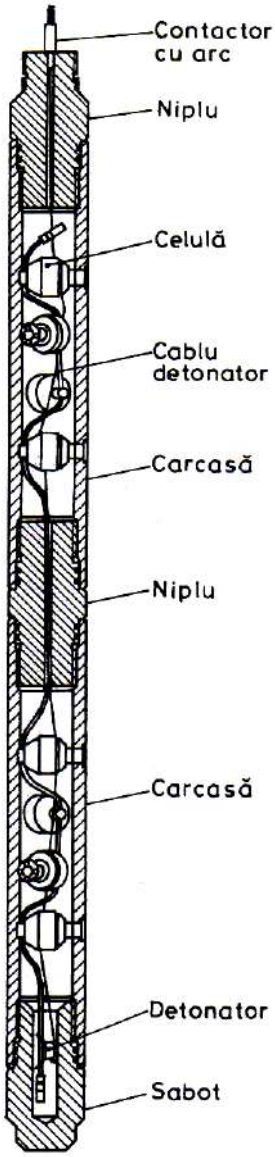

Fig. 5. *Perforator cu orificii introdus cu cablu.*

De obicei, sondele se perforează prin tubing subechilibrat, astfel încât imediat după operaţie ele să fie puse în producţie.

În acest caz, cablul trece printr-un sistem de etanşare hidraulică montat deasupra prevenitoarelor.

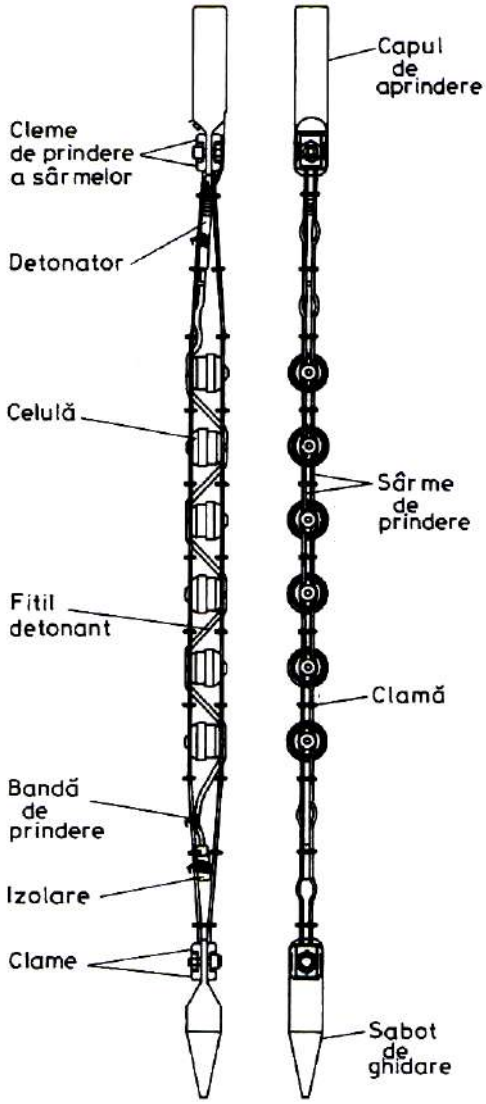

Fig. 6. *Perforatoare pe rame de sârmă.*

2.7. Perforatoare introduse cu tubingul

Introducerea perforatoarelor cu tubingul este un procedeu folosit pe scară largă, atât în sondele înclinate sau orizontale, cât şi în cele verticale, cu sau fără packer. Procedeul oferă posibilitatea aplicării pe strat – după perforare – a unei presiuni mai mari sau mai mici decât cea din porii sau din fisurile acestuia.

Se folosesc de obicei perforatoare încapsulate, utilizabile şi cu cablu (fig. 7).

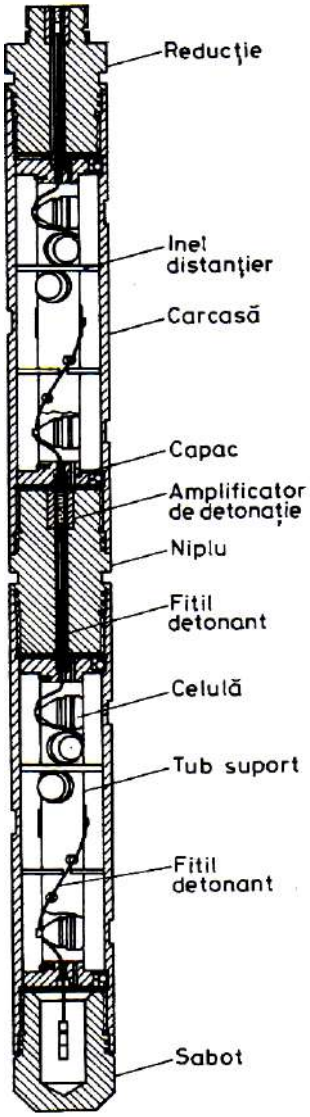

Fig. 7. *Perforator cu carcasă introdus cu tubingul.*

Celulele sunt fixate pe un tub suport, după diverse scheme, care se introduce împreună cu fitilul detonant într-o carcasă, cu peretele subţiat în dreptul celulelor. Prin intermediul unor nipluri filetate se pot alcătui ansambluri suficient de lungi. Fitilul detonant trece prin interiorul niplurilor în care se află şi nişte amplificatoare de detonaţie. În momentul detonării, carcasa este perforată şi nu mai este folosibilă.

În sonde verticale sau cu înclinări nu prea mari, sistemul de aprindere este acţionat de regulă *mecanic*. Se lasă prin tubing o tijă grea, prevăzută uneori cu role – pentru a reduce frecările – în sonde înclinate, care loveşte un percutor. Acesta, la rândul lui, după ce rupe un ştift de siguranţă, loveşte detonatorul care aprinde fitilul de transmitere a focului la încărcăturile cu exploziv.

În sonde cu înclinări mari şi în cele orizontale se folosesc diverse sisteme *hidraulice*. Creând o anumită presiune, sau diferenţă de presiune, predeterminată pe un piston asigurat cu mai multe ştifturi de forfecare, acesta loveşte detonatorul cu un percutor. Presiunea se aplică direct în tubing, uneori doar după lansarea unei bile care închide circuitul hidraulic, sau indirect, prin spaţiul inelar şi o valvă de circulaţie, ceea ce permite să se păstreze o presiune scăzută în tubing. La sistemele diferenţiale, fie se măreşte presiunea interioară, fie se micşorează cea din spaţiul inelar.

Există şi sisteme combinate, mecanice şi hidraulice, precum şi unele cu acţiune multiplă, redundantă: dacă nu funcţionează un sistem de aprindere este acţionat al doilea, la o altă presiune sau mecanic. Unele sisteme de aprindere pot fi lansate după introducerea tubingului şi probarea lui la presiune. Ele pot fi extrase, la nevoie, cu o coruncă.

Ca o siguranţă suplimentară în operaţiile de suprafaţă se utilizează, de obicei, şi un *întrerupător de detonare*: între percutor şi detonator se plasează o piesă dintr-un metal eutectic, care sub 40 – 60° se află în stare solidă. În sondă, peste temperatura menţionată, el se topeşte şi permite ca detonatorul să fie activat. Dacă perforatorul trebuie extras înainte de a fi acţionat, metalul redevine solid în apropierea suprafeţei şi se previne acţionarea detonatorului din greşeală.

La unele sisteme activate hidraulic, detonatorul aprinde un fitil cu ardere lentă: 5 – 10 min la circa 20° C. Asemenea capete de aprindere permit să se regleze presiunea din tubing înainte de activarea încărcăturilor explozive, perforarea selectivă independentă a unei zone, manevrarea ansamblurilor introduse în sondă. Ele sunt utile mai ales atunci când trebuie scursă presiunea de detonare – creată cu azot – pentru ca perforarea să fie subechilibrată. Fitilele cu ardere lentă pot fi amplasate şi de-a lungul traseului de transmitere a focului, între tronsoanele de perforare.

La circa 10 m deasupra capului de aprindere, dar sub packerul armat pe tubing, se montează un *dispozitiv de separare echilibrată.* El are un disc din sticlă care separă fluidul din tubing, cu eventuale particule solide, de lichidul curat aflat deasupra capului de aprindere, nişte orificii de circulaţie deasupra discului şi o bucşă mobilă sub disc, care permite deplasarea lui în sus şi în jos pentru a echilibra presiunea pe cele două feţe ale discului. Înainte de aprindere, discul de sticlă se sparge cu o tijă metalică, eventual cea de activare a sistemului de aprindere, dacă acesta este mecanic.

Uneori, este de dorit să se detaşeze ansamblul de perforare lăsându-l să cadă în sacul sondei: se eliberează zona perforată făcând posibile unele operaţii de stimulare.

Există diverse *sisteme de detaşare*: mecanice, hidraulice, automate. Primele, montate deasupra capului de aprindere, sunt acţionate cu o sculă introdusă cu cablu, în sonde cu înclinări nu prea mari. Scula agaţă un zăvor şi după patru, cinci lovituri în sus îl eliberează, după ce foarfecă un inel de prindere. Sistemele hidraulice presupun lansarea unei bile care permite să se creeze presiune în tubing (cu lichid sau gaze); după ce se foarfecă nişte ştifturi de prindere, ansamblul de perforare este aruncat. Sistemele automate acţionează imediat după perforare: o încărcătură explozivă sparge o cămaşă şi lasă presiunea din spaţiul inelar să pătrundă în interior; după ce se foarfecă nişte ştifturi de prindere, un piston tubular este împins în sus şi ansamblul de perforare este eliberat. Primele două sisteme sunt amplasate deasupra capului de aprindere, sub orificiile de circulaţie, iar ultimul sub capul de aprindere.

Perforatoarele descrise mai sus pot fi introduse şi cu tubing înfăşurat pe tobă.

Cu tubingul sau cu prăjinile pot fi introduse ansambluri de perforare şi testare a stratelor. Cele două operaţii sunt efectuate în acelaşi marş. Între perforator, aflat la partea de jos, şi probator sunt intercalate amortizoare de şocuri care protejează manometrele, mecanice sau electrice, de şocurile provocate de explozia încărcăturilor.

Coloanele de burlane se perforează şi cu jeturi abrazive. Fluidul cu un anumit conţinut de nisip este pompat prin tubing. Din cauza problemelor de eroziune şi a vibraţiilor, procedeul nu s-a răspândit.

Se încearcă şi o metodă de perforare şi fisurare cu jeturi abrazive. Este aplicabilă la stimularea unor intervale multiple, nu necesită packere de izolare şi poate fi folosită atât pentru coloane cimentate, cât şi în găuri netubate. Densitatea şi dispunerea duzelor este asemănătoare cu cea de la perforatoarele cu jet exploziv. Duzele au diametrul de 5 – 8 mm. Adâncimea perforaturilor ajunge la circa 15 cm în sonde tubate şi la 35 cm în cele netubate. Căderile de presiune în duze ajung la 300 – 350 bar. Concentraţia de nisip este ordinul 10 – 30 kg/m^3. Metoda este aplicată atât la sonde verticale, cât şi la cele orizontale, inclusiv pe intervalele multiple, în diverse variante [8, 11, 15].

Pentru perforarea şi stimularea zonelor multiple, inclusiv a celor orizontale, există metode care scurtează mult durata operaţiei [3, 12, 22, 24] (v. cap. 12).

Intrebări

1. *Cum se introduc diverse aparate în sonde orizontale?*
2. *De ce sistemele cu tubing flexibil nu pot fi introduse în sonde orizontale la adâncimi foarte mari? Cum poate fi mărită adâncimea de folosire a tubingului flexibil?*
3. *Când se folosesc perforatoarele orientate?*
4. *Cum funcţionează sistemele autopropulsate?*
5. *Cum sunt acţionate perforatoarele în sonde cu înclinări mari?*

Referinţe bibliografice

1. Addoun, M. *et al.*: *Combining and Customizing Technologies for Perforating Horizontal Wells in Algeria*, Production and Operations Conference and Exhibition, Tunis, Tunisia, 8 – 10 June 2010, SPE 135 945.

2. AlDhufairi, M. *et al.*: *Merging Tapered in Coiled Tubing (CT) and Well Tractor Technologies to Effectively Stimulate Extended Reach Open Hole Horizontal Wells*, SPE/ICoTA Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 23 – 24 March 2010, SPE 130 642.

3. Angeles, R. *et al.*: *One Year of Just-In-Time Perforating as Multi-Stage Fracturing Technique for Horizontal Wells*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 8 – 10 October 2012, SPE 160 034.

4. Arukhe, J. O. *et al.*: *Saudi Arabia's Two World Records for Aided Coiled Tubing Reach and Real Time Logging in Extended Reach Well*, International Petroleum Exhibition Conference, Abu Dhabi, UAE, 11 – 14 November 2012, SPE 160 784.

5. Arukhe, J. *et al.*: *A New Solution to an Old Problem: Tractored CT Conveyed Real-Times Water Injection Profiling in Ultra Deep Wells*, International Petroleum Technology Conference, Beijing, China, 26 – 28 March 2013, IPTC 16 846.

6. Bartholomew, P. *et al.*: *Near a Kilometer of Perforating Guns, in a 7 1/2 Kilometer, Extended Reach Well – Coiled Tubing Shows its Mettle in New Zeeland*, Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition, Adelaide, Australia, 11 – 13 September 2006, SPE 101 065.

7. Badri, M. *et al.*: *Perforating Long Horizontal Section with Tractor Brings Significant Gains in Completion Efficiency*, Middle East Oil and Gas Show and Conference, Manama, Bahrain, 25 – 28 September 2011, SPE 141 639.

8. Gomez, F. *et al.*: *Successful Oriented Hydrajet Peforation and Fracture Stimulation of a Highly Deviated-Tight Gas-Producer Well Completed in the Casing/Liner Overlap Section,* Coiled Tubing & Well Intervention Conference & Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 26 – 27 March 2013, SPE 163 893.

9. Issa, F. *et al.*: *Extended Reach Horizontal Accessibility for UAE Offshore*, International Petroleum Exhibition & Conference, Abu Dhabi, UAE, 11 – 14 November 2012, SPE 161 751.

10. Krüger, Ch.: *The Challenges of Deviated Wells*, Middle East Drilling Technology Conference & Exhibition, Cairo, Egypt, 22 – 24 October 2007, SPE/IADC 108 270.

11. Lijun, M. *et al.*: *Evaluation of Multi-stage Fracturing by Hydrajet, Swellable Packer, and Compressive Packer Techniques in Horizontal Openhole Wells,* Annual Conference & Exhibition, Copenhagen, Denmark, 4 – 7 June, 2012, SPE 153 328.

12. Lonnes, S. B. *et al.*: *Advanced Multizone Stimulation Technology*, Annual Technical Conference & Exhibition, Dallas, Texas, USA, 9 – 12 October 2005, SPE 95 778.

13. Lyapunova, V. *et al.*: *First Deployment of Oriented Perforation in Lunskoye*, Russian Oil & Gas Exploration & Production Technical Conference and Exhibition, Moscow, Russia, 16 – 18 October 2012, SPE 160 763.

14. Mao Bai: *An Innovative Method for Horizontal Well Completion in Tight Shale Gas Reservoirs*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Tianjin, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 156 509.

15. McDaniel, B. W., Surjaatmadja, J. B.: *Hydrajetting Applications in Horizontal Completions to Improve Hydraulic Fracturing Stimulations and Improve ROI*, Eastern Regional Meeting, Charleston, West Virginia, USA, 23 – 25 September 2009, SPE 125 944.

16. Mobasheri, M. *et al.*: *Evaluation of Orientated Perforating in the Buzzard Field*, Offshore Oil and Gas Conference and Exhibition, Aberdeen, U.K., 6 – 8 September 2011, SPE 145 427.

17. Peters, R. B. *et al.*: *Development of An Autonomous Logging Tool Enabling Injection Well Flow Profile Logging in Deep Extended Reach and Horizontal Wells,* International Production and Operations Conference and Exhibition, Doha, Qatar, 14 – 16 May 2012, SPE 155 439.

18. Quintero, Y. *et al.*: *Geomechanics Applied to Perforating Design: One Solution to Reduce the Sand Production Risk*, Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference, Mexico City, Mexico, 16 – 18 April 2008, SPE 153 541.

19. Shiong, L. F. *et al.*: *Wireline Tractor Technology Supports Fast Tracking New Well Design*, Asia Pacific Technology Conference and Exhibition, Jakarta, Indonesia, 25 – 27 August 2008, IADC/SPE 115 202.

20. Stenhaug, M. *et al.*: *A Step Change in Perforating Technology Improves Productivity of Horizontal Wells in North Sea*, International Improved Oil Recovery Conference in Asia Pacific, Kuala Lumpur, Malaysia, 20 – 21 October 2003, SPE 84 910.

21. Stragiotti, St., Karlsen, O. E.: *Successful Milling and Removal of a Permanent Bridge Plug with Electric-Line Tractor-Conveyed Technology*, SPE/ICoTA Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 31 March – 1 April 2009, SPE 121 539.

22. Tolman, R. C.: *Method and Apparatus for Simultaneous Simulation of Multi-Well Pads,* SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference, The Woodlands, Texas, USA, 19 – 21 January 2009, SPE 119 757.

23. Wutherich, K. D., Walker, K. J.: *Designing Completions in Horizontal Shale Gas Wells – Perforation Strategies*, Americas Unconventional Resources Conference, Pittsburgh, Pennsylvania, USA, 5 – 7 June 2012, SPE 155 485.

24. Yuxi, L. *et al.*: *The Approach of CT-Dragged Hydrajet Perforating and Annular-Delivery Sand Fracturing Applies in Horizontal Wells,* International Petroleum Technology Conference, Beijing, China, 26 – 28 March 2013, IPTC 16 525.

25. Zhang, J. *et al.*: *Optimized Perforation Tunnel Geometry, Density and Orientation to Control Sand Production*, European Formation Damage Conference, Scheveningen, The Netherlands, 30 May – 1 June 2007, SPE 107 785.

11

PROIECTAREA SONDELOR DIRIJATE

În raport cu sondele verticale, cele direcţionale sau orizontale pun câteva probleme suplimentare şi anume:

– stabilirea mai precisă a ţintei (ţintelor);

– stabilirea traseului spaţial al sondelor;

– prevenirea coliziunii dintre sonde, atunci când este cazul;

– stabilirea mijloacelor şi a tehnologiei de dirijare;

– precizarea mijloacelor de control al traseului;

– stabilirea mijloacelor de investigare geofizică, de măsurare a unor parametri de foraj, de perforare a coloanelor ş.a.

Traseul sondelor în zona productivă, pentru a asigura drenajul dorit al zăcământului, modul de completare în zona respectivă au şi ele o importanţă sporită la sondele direcţionale şi mai ales la cele orizontale. Ele constituie preocupări ale inginerului de zăcământ şi ale celui de exploatare.

1. Traseul sondelor dirijate

Problema constă în găsirea celei mai potrivite traiectorii cu care să se atingă o ţintă dată, eventual pe o direcţie impusă, pornind dintr-un anumit punct. Acesta din urmă poate fi o locaţie de suprafaţă (un *slot* pe o platformă) sau un punct cunoscut aflat de-a lungul sondei ce urmează să fie dirijată. Alegerea punctului de iniţiere a dirijării reprezintă şi ea o problemă ce trebuie rezolvată. Traseul trebuie să fie cât mai neted, fără discontinuităţi.

Uneori, cu aceeaşi sondă sunt urmărite mai multe ţinte succesive. La unele sonde, cum sunt cele orizontale, ţinta este reprezentată de un coridor liniar, orientat, cu o anumită lungime.

În marea majoritate a situaţiilor se folosesc trasee plane, acestea fiind şi cel mai uşor de realizat.

Datele iniţiale de proiectare sunt: adâncimea verticală a ţintei (ţintelor), deplasarea ei orizontală – distanţa dintre punctul de plecare şi locaţia ţintei urmărite, ambele proiectate pe un plan orizontal – şi azimutul acesteia faţă de punctul de plecare, care poate fi gura sondei. Cei trei parametri definesc, de fapt, coordonatele locaţiei ţintei (ţintelor). Adeseori, în special la sondele orizontale, este impusă şi direcţia sub care trebuie atinsă ţinta.

Din punctul de pornire, locaţia ţintei poate fi atinsă pe nenumărate trasee. Dar ele trebuie să îndeplinească anumite restricţii geometrice, tehnologice, geologice, de exploatare şi de cost.

Aparent, cel mai simplu traseu este un arc de curbă, cu anumite proprietăţi care să satisfacă restricţiile de mai sus, eventual un arc de cerc, tangent la porţiunea iniţială în punctul de pornire şi care să atingă ţinta. Astfel de curbe există, dar ele nu sunt întotdeauna uşor de urmărit cu ansambluri uzuale de dirijare pentru că performanţele de deviere ale acestora se modifică de-a lungul traseului – cu înclinarea sondei, rezistenţa rocilor, comportarea ansamblului de fund al garniturii de foraj şi a sapei –, iar controlul permanent al traseului măreşte durata forajului şi costul total. În plus, direcţia sub care trebuie atinsă ţinta este adesea impusă şi nu poate fi asigurată cu orice curbă. Cu sisteme de dirijare rotary şi sisteme MWD este posibil să se controleze permanent traseul unei sonde, chiar şi în mod automat, cu luarea în considerare a numeroşi factori, şi să se dirijeze sapa de-a lungul curbei dorite, dar costurile implicate nu sunt întotdeauna justificate [4, 13].

În mod curent, traiectoriile sondelor dirijate se alcătuiesc din mai multe intervale curbilinii şi intervale drepte – verticale, înclinate sau orizontale. Segmentele curbilinii sunt de regulă arce de cerc, dar se folosesc şi alte curbe mai complexe, cu anumite proprietăţi. Problema constă în stabilirea formei, a poziţiei şi lungimii diverselor intervale, inclusiv ale celor rectilinii. Din cauza numărului mare de parametri, problema nu este geometric determinată. Ea poate fi rezolvată ca o problemă de optimizare: se caută o traiectorie care să minimizeze fie lungimea totală a sondei, fie costul forajului, fie forţele axiale sau momentul de rotire, fie dificultăţile de foraj, de tubare a coloanelor ş.a.

Adâncimea de iniţiere a dirijării, intensitatea de deviere pe intervalele curbilinii, lungimea diverselor intervale, înclinarea maximă, unghiul de înclinare la atingerea ţintei, lungimea intervalului orizontal, când există, trebuie să ia valori între anumite limite, care constituie restricţiile problemei de optimizare.

Astfel, este de dorit ca devierea să fie iniţiată după ce s-au traversat formaţiunile care creează probleme, strângeri, surpări, pierderi de circulaţie, într-o rocă relativ consolidată. Când se foloseşte tehnica pendulului pentru scăderea înclinării, la sonde cu profil în S, este recomandabil ca procesul să înceapă în roci slabe. Când se forează un număr mare de sonde de pe aceeaşi platformă, trebuie îndeplinite şi alte condiţii (v. par. 9).

Intensitatea de deviere pe porţiunile curbilinii se alege în funcţie de posibilităţile ansamblurilor disponibile, dar şi pe alte considerente. La intensităţi de deviere mari, solicitarea de încovoiere a prăjinilor şi a ansamblurilor disponibile de fund, dar şi a coloanelor de burlane în timpul tubării se accentuează, forţele laterale de contact prăjini (burlane)-pereţi se măresc şi, ca rezultat, cresc forţele axiale la manevrare şi momentele necesare rotirii, se accentuează gradul de uzură a coloanelor de burlane. Pot fi întâmpinate dificultăţi la tubarea unor coloane, îndeosebi a celor cu diametrul mare, mai rigide. La intensităţi de deviere mici se

lungeşte intervalul curbiliniu pe care traseul sondei trebuie controlat permanent, mărind durata şi costul forajului pe intervalul respectiv. Intensităţile de deviere mici impun de obicei şi o adâncime de iniţiere a devierii redusă. Dar când este preconizat pompajul cu prăjini este preferabil ca intervalul vertical să fie cât mai lung, pentru ca pompa să poată fi coborâtă cât mai jos în sondă.

Figura 1 ilustrează afirmaţiile de mai sus pentru traseul unei sonde cu două intervale rectilinii şi unul sub formă de arc de cerc. Pe traseul cu raza de curbură mare, notată cu R_1, lungimea totală a sondei este mică, dar cum porţiunea pe care se dirijează sonda are lungimea mare (intervalul B_1C_1), este posibil ca durata şi costul forajului sondei să fie mai ridicate decât atunci când raza de curbură este redusă (traseul cu raza de curbură R_3 şi intervalul curbiliniu B_3C_3). În primul caz, intervalul vertical poate fi prea mic, iar în cel de-al doilea raza de curbură prea mică. Un traseu intermediar, cu raza de curbură R_2, poate fi cel mai convenabil.

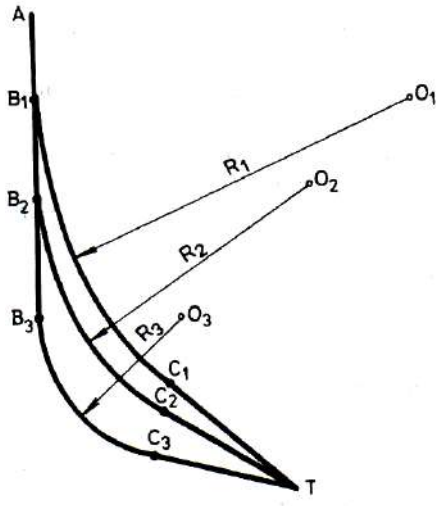

Fig. 1. *Efectul razei de curbură asupra traseului unei sonde.*

Cu mijloace de dirijare şi prăjini uzuale, pentru a nu avea dificultăţi, intensităţile de deviere nu trebuie să depăşească 1,5 – 2°/10 m. Dacă ansamblurile de deviere vor fi şi rotite, intensităţile maxime trebuie să fie chiar mai mici.

Se recomandă ca unghiul de înclinare pe porţiunile înclinate să fie de cel puţin 15°: la înclinări mai mici, azimutul sondei se menţine cu dificultate. Trebuie avut în vedere că la înclinări mari, peste 50 – 60°, lansarea aparatelor cu cablu prin cădere liberă nu mai este posibilă şi este necesar să se apeleze la alte mijloace, de obicei mai costisitoare. La înclinări de peste 70°, spălarea tălpii poate fi mai bună decât la înclinări intermediare, 40 – 60°, iar stabilitatea garniturii de prăjini la compresiune este mai ridicată; ca rezultat, se pot folosi ansambluri de fund mai scurte (se reduc frecările, căderile de presiune şi riscul de prindere).

Şiul coloanelor de burlane este preferabil să fie fixat pe porţiuni rectilinii ori cu intensitate mică de deviere, în roci bine consolidate.

Pentru a nu scumpi lucrările se evită ca ansamblurile de fund să fie schimbate prea des.

Există în prezent diverse teorii matematice de optimizare a traseului unei sonde dirijate, unele foarte elaborate. Ele folosesc anumite criterii: lungimea sondei, distanţa faţă de alte sonde, costul total, durata de execuţie, momentele de torsiune şi chiar funcţii obiectiv mai complexe. Pentru parametrii care intervin (curburi, lungimi, înclinări, azimuturi) se impun anumite limite şi se indică valorile preferabile. Metodele matematice sunt de regulă iterative şi stau la baza unor programe de calculator.

Ne rezumăm, deocamdată, la tipurile clasice de profile, cu intervale liniare şi arce de cerc, racordate între ele. Se disting patru tipuri de profile plane, care vor fi tratate separat, deşi există şi posibilitatea abordării lor împreună, şi chiar de generalizare [9]:

– cu două intervale: primul vertical şi al doilea curbiliniu (profil în J);

– cu trei intervale: primul vertical, al doilea curbiliniu – de creştere a înclinării – şi ultimul rectiliniu înclinat (profile în pantă – *slant* în limba engleză);

– cu un interval de creştere a înclinării şi unul de scădere a înclinării (profile în S); la cele două intervale se adaugă cel vertical iniţial, eventual unul înclinat intermediar şi altul final înclinat sau vertical;

– cu două intervale de creştere a înclinării separate de un interval rectiliniu, profile întâlnite la sondele cu deplasări orizontale mari şi la cele orizontale.

2. Sonde cu profil în J

Profilul în J este format dintr-un interval vertical şi unul curbiliniu, de regulă un arc de cerc (fig. 2). Dirijarea se iniţiază în apropierea ţintei, intervalul dirijat curbiliniu fiind relativ scurt. Deşi este cel mai simplu profil, este rar utilizat. La adâncimi mari, unde şi rocile sunt mai dure, schimbarea direcţiei unei sonde este mai dificilă, ritmul de deviere este mai greu de controlat.

Profilul în J se foloseşte atunci când se urmăreşte un obiectiv aflat sub un masiv de sare, la traversarea unei falii, când o sondă verticală este deviată pentru a evalua extinderea unui colector, când o sondă trebuie resăpată pe ultima porţiune, când deplasarea orizontală a ţintei este mică.

Datele de proiectare sunt: adâncimea verticală H, deplasarea orizontală a locaţiei ţintei A şi azimutul acesteia ω_T. (Coordonatele locaţiei pot fi date şi sub formă carteziană: N_T, E_T, H).

La proiectarea traseului, trebuie impusă una dintre următoarele mărimi: adâncimea de iniţiere a devierii h_1, intensitatea de deviere pe intervalul curbiliniu i şi unghiul maxim de înclinare a sondei α_T. Se cer celelalte două mărimi. Evident, cele trei mărimi trebuie armonizate pentru a îndeplini anumite restricţii pe care ele trebuie să le îndeplinească.

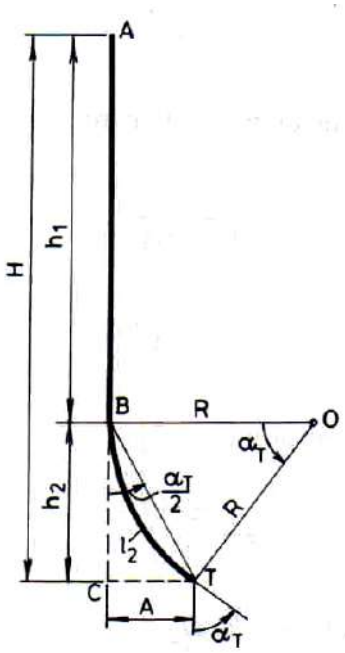

Fig. 2. *Sondă cu profil în J.*

Astfel, dacă se impune intensitatea de deviere *i*, raza de curbură pe intervalul circular

$$R = \frac{180}{\pi}\frac{1}{i}. \tag{1}$$

Înclinarea maximă, la atingerea ţintei, rezultă din relaţia

$$\cos\alpha_T = \frac{R - A}{R}, \tag{2}$$

iar adâncimea de iniţiere a devierii

$$h_1 = H - R\sin\alpha_T \tag{3}$$

Dacă se impune adâncimea de iniţiere a devierii h_1, atunci celelalte două mărimi necesare se calculează cu relaţiile:

$$\operatorname{tg}\frac{\alpha_T}{2} = \frac{A}{H - h_1}, \tag{4}$$

$$R = \frac{H - h_1}{\sin \alpha_T}. \tag{5}$$

În sfârşit, când se impune unghiul sub care se atinge ţinta:

$$R = \frac{A}{1 - \cos \alpha_T}, \tag{6}$$

$$h_1 = H - A\operatorname{ctg} \frac{\alpha_T}{2}. \tag{7}$$

Lungimea intervalului curbiliniu

$$l_2 = \frac{\pi R \alpha_T}{180}, \tag{8}$$

iar lungimea totală a sondei $L_T = h_1 + l_2$.

Pe intervalul curbiliniu se calculează înclinarea sondei, deplasarea orizontală şi adâncimea verticală (eventual coordonatele carteziene) la diverse adâncimi intermediare *L*. Aceste mărimi interesează în timpul forajului pentru a şti dacă sonda urmăreşte traseul proiectat. Relaţiile folosite:

$$\alpha = i(L - h_1), \tag{9}$$

$$a = R(1 - \cos \alpha), \tag{10}$$

$$h = h_1 + R \sin \alpha, \tag{11}$$

în care *a* este deplasarea orizontală a punctului de calcul, iar *h* – adâncimea pe verticală.

Exemplul 1. O sondă cu adâncimea pe verticală de 2000 m se dirijează de la 1500 m pentru a atinge o ţintă punct deplasată lateral cu 200 m după un profil în J (fig. 3).

Să se calculeze traiectoria sondei.

Soluţie. Unghiul de înclinare la atingerea ţintei se calculează cu formula (4):

$$\alpha_T = 2\operatorname{arctg} \frac{200}{2000 - 1500} = 43{,}60^{\circ}.$$

Raza de curbură a intervalului curbiliniu

$$R = \frac{2000 - 1500}{\sin 43{,}60^{\circ}} = 725 \text{ m},$$

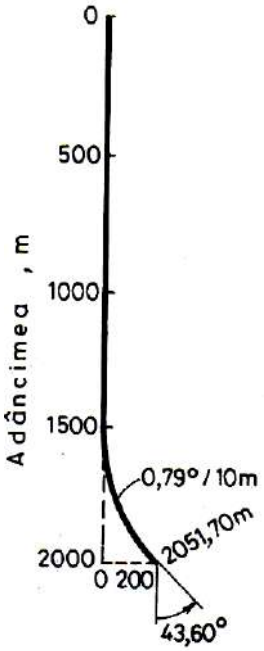

Fig. 3. *Profilul sondei din exemplul 1.*

Tabela 1. **Exemplul 1.**

Adâncimea măsurată	Înclinarea	Deplasarea orizontală	Adâncimea verticală
m	grade	m	m
0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮
1500	0	0	0
1600	7,90	6,89	1599,68
1700	15,80	27,41	1697,47
1800	23,71	61,19	1791,51
1900	31,61	107,57	1880,01
2000	39,51	165,69	1961,30
2051,70	43,60	200,00	2000,00

iar intensitatea de deviere pe acelaşi interval

$$i = \frac{180}{\pi} \cdot \frac{10}{725} = 0{,}79^{\circ} / 10\,\text{m} .$$

Lungimea intervalului curbiliniu

$$l_2 = \frac{\pi \cdot 725 \cdot 43{,}60}{180^o} = 551{,}70 \text{ m.}$$

Lungimea totală a sondei

$$L = 1500 + 551{,}70 = 2051{,}70 \text{ m.}$$

Profilul sondei, înclinarea, deplasarea orizontală şi adâncimea pe verticală la câteva adâncimi măsurate sunt prezentate în figura 3 şi în tabela 1.

3. Sonde cu profil în pantă

Profilul alcătuit din trei porţiuni distincte – primul vertical, al doilea curbiliniu şi ultimul rectiliniu, cu înclinarea constantă, numit şi tangent – este cel mai răspândit. Porţiunea curbilinie, pe care înclinarea pantei creşte continuu, de la zero până la valoarea finală, de pe ultimul interval, este de obicei un arc de cerc.

Se folosesc, uneori, două sau chiar mai multe arce de cerc. Un motiv îl constituie trecerea gradată de la curbura nulă a porţiunilor rectilinii la o curbură finită. În acest sens, spre capetele porţiunii curbilinii sunt recomandabile arce cu raza de curbură mai mare decât în zona de mijloc. Momentul forţelor de frecare şi gradul de uzură a coloanelor se reduc dacă intensitatea de deviere creşte treptat, eventual în două, trei trepte.

Un alt motiv de variaţie a intensităţii de deviere rezidă în necesitatea folosirii aceluiaşi ansamblu de dirijare pe o lungime cât mai mare. Cum performanţele ansamblurilor de dirijare depind de înclinarea sondei (cu motoare dezaxate, intensitatea de deviere scade cu înclinarea, cu un stabilizator montat deasupra sapei, dimpotrivă, intensitatea creşte cu înclinarea), porţiunea curbilinie poate fi alcătuită din mai multe arce cu raze de curbură diferite.

Să considerăm cazul cel mai simplu, în care porţiunea curbilinie este un arc de cerc (fig. 4). Pentru sonde uzuale, cu rază mare de curbură, intensitatea de deviere folosită este de ordinul 0,5 – 2°/10 m.

Datele iniţiale sunt adâncimea verticală a ţintei H, deplasarea orizontală A şi azimutul locaţiei ţintei ω_T (eventual, coordonatele punctelor A şi T).

Există trei parametri principali, dintre care numai doi sunt independenţi*:* h_1 – adâncimea de iniţiere a devierii, i – intensitatea de deviere pe intervalul curbiliniu şi α_T – înclinarea pe porţiunea finală, tangentă. De obicei, se impun primii doi parametri, h_1 şi i. Dacă valoarea calculată a unghiului final α_T nu se află în limite acceptabile, primii doi parametri se ajustează.

Fie, aşadar, cunoscute: H, A, h_1 şi i. Se cere să se construiască profilul sondei într-un plan vertical cu azimutul ω_T.

Raza de curbură pe intervalul curbiliniu se calculează cu aceeaşi relaţie (1).

Potrivit figurii 4, se poate scrie relaţia

$$\alpha_T = \beta + \gamma \,. \tag{12}$$

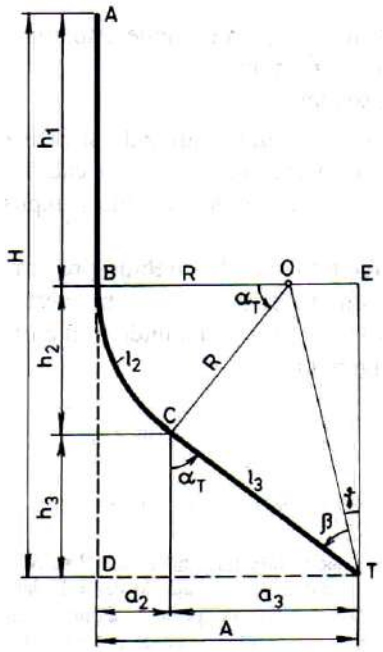

Fig. 4. *Sondă cu profil în pantă.*

Unghiurile auxiliare β şi γ se calculează cu relaţiile:

$$\mathrm{tg}\gamma = \frac{OE}{ET} = \frac{A-R}{H-h_1}, \tag{13}$$

$$\sin\beta = \frac{OC}{OT} = \frac{OC}{OE}\sin\gamma = \frac{R}{A-R}\sin\gamma\,. \tag{14}$$

Se poate arăta că problema este posibilă dacă $(H-h_1)^2 + A^2 - 2AR > 0$.
În continuare, se determină mărimile:

$$a_2 = R(1-\cos\alpha_T), \tag{15}$$

$$h_2 = R\sin\alpha_T, \tag{16}$$

$$l_2 = \frac{\pi R\alpha_T}{180}, \tag{17}$$

$$l_3 = \frac{a_3}{\sin\alpha_T} = \frac{A-a_2}{\sin\alpha_T} = \frac{A-R(1-\cos\alpha_T)}{\sin\alpha_T}. \tag{18}$$

Coordonatele punctului C – punctul unde este atinsă înclinarea maximă α_T – sunt a_2 şi $h_1 + h_2$, iar adâncimea lui $h_1 + l_2$.

Adâncimea totală a sondei $L_T = h_1 + l_2 + l_3$.

Formulele stabilite mai sus pot fi utilizate şi pentru sonde orizontale cu un singur interval de creştere a înclinării. În acest caz $\alpha_T = 90°$, iar $R = H - h_1$ Porţiunea orizontală $l_0 = l_3 = A - R$ este de obicei impusă, atât ca lungime, cât şi ca poziţie în spaţiu. (Lungimea intervalului înclinat l_3 poate fi impusă şi la sonde în pantă, dar atunci numai unul dintre cei trei parametri este independent.)

Pentru realizarea efectivă a sondei, trebuie precizate într-o tabelă înclinarea sondei, deplasarea orizontală şi adâncimea pe verticală la diverse adâncimi măsurate, din 100 în 100 m, de exemplu. Pe intervalul curbiliniu se folosesc relaţiile (9) – (11), iar pe cel tangent următoarele:

$$a = a_2 + (L - h_1 - l_2)\sin\alpha_T , \tag{19}$$

$$h = h_1 + h_2 + (L - h_1 - l_2)\cos\alpha_T . \tag{20}$$

Exemplu 2. Coordonatele slotului (gura sondei) sunt 2 m N şi 2 m E, iar coordonatele locaţiei ţintei sunt 450 m N şi 1250 m E, toate măsurate faţă de centrul platformei pe care sunt amplasate capetele unui grup de sonde. Adâncimea ţintei pe verticală faţă de masa rotativă este 2850 m.

Să se construiască profilul sondei în pantă cu adâncimea de iniţiere a devierii 1000 m şi intensitatea de deviere pe intervalul curbiliniu 1°/10 m.

Soluţie. Deplasarea orizontală a locaţiei ţintei

$$A = \sqrt{(450-2)^2 + (1250-2)^2} = 1325{,}97 \text{ m.}$$

Azimutul locaţiei

$$\omega_T = \operatorname{arctg}\frac{1250-2}{450-2} = 70{,}25^{\circ} .$$

Raza de curbură pe intervalul curbiliniu

$$R = \frac{180}{\pi}\cdot\frac{10}{1} = 572{,}96 \text{ m.}$$

Se calculează unghiurile auxiliare cu relaţiile (13) şi (14):

$$\gamma = \operatorname{arctg}\frac{1325{,}97 - 572{,}96}{2850 - 1000} = 21{,}1479^{\circ} ,$$

$$\beta = \arcsin\left(\frac{572{,}96}{1325{,}97 - 572{,}96}\sin 22{,}1479^{\circ}\right) = 16{,}6698^{\circ} .$$

Înclinarea maximă

$$\alpha_T = 22{,}1479 + 16{,}6698 = 38{,}8177^{\circ} \approx 38{,}82^{\circ} .$$

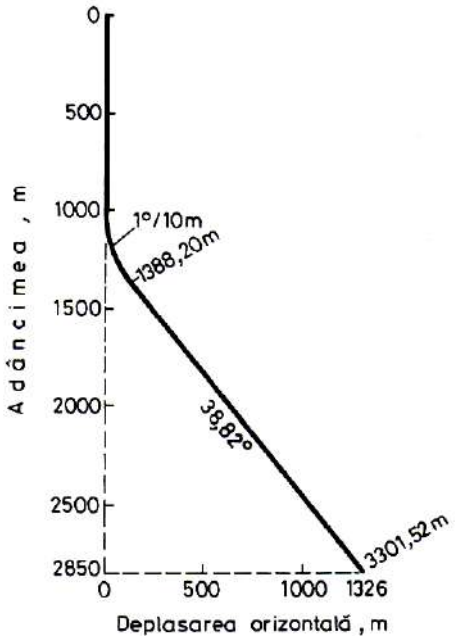

Fig. 5. *Profilul sondei din exemplul 2.*

Tabela 2. **Exemplul 2.**

Adâncimea măsurată	Înclinarea	Deplasarea orizontală	Adâncimea verticală
m	grade	m	m
0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮
1000	0	0	0
1100	10	8,70	1099,49
1200	20	34,55	1195,96
1300	30	76,76	1286,48
1388,20	38,82	126,56	1359,17
1400,00	38,82	133,96	1368,36
⋮	⋮	⋮	⋮
3301,52	38,82	1325,97	2850,00

Cu unghiul α_T determinat se calculează lungimile:

$$l_2 = \frac{\pi \cdot 572{,}96 \cdot 38{,}82}{180} = 388{,}20 \text{ m},$$

$$l_3 = \frac{1325{,}97 - 572{,}96\left(1 - \cos 38{,}82^{\circ}\right)}{\sin 38{,}82^{\circ}} = 1913{,}32 \text{ m}.$$

Înclinarea maximă este atinsă la 1000 + 388,20 = 1388,20 m.

Lungimea totală a sondei L_T = 1000 + 388,20 + 1913,32 = 3301,52 m.

Profilul sondei este prezentat în figura 5, iar în tabela 2 sunt calculate înclinarea, deplasarea orizontală şi adâncimea verticală de-a lungul sondei.

4. Sonde cu profil în S

Există diverse variante de profile în S, dar toate au în comun un interval de creştere a înclinării şi unul de scădere a înclinării (fig. 6). Cele două intervale curbilinii pot fi simple arce de cerc, combinaţii de arce circulare sau curbe mai complexe.

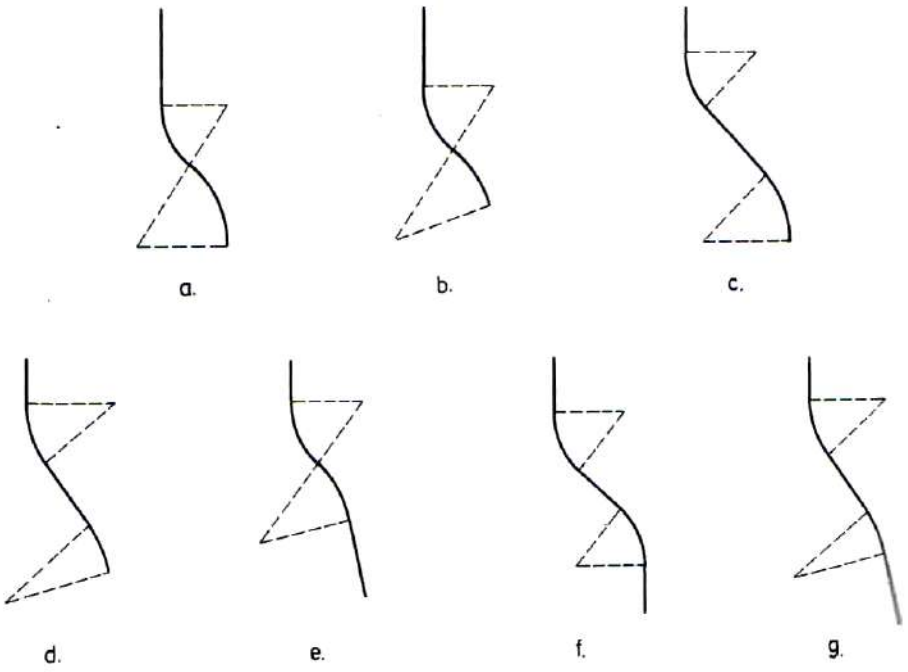

Fig. 6. *Profile de sondă în S.*

Profilele în S sunt folosite atunci când se doreşte ca orizonturile productive să fie traversate, pe cât posibil, perpendicular pe stratificaţie. Cum stratele sunt de obicei orizontale sau puţin înclinate, intervalul final al sondelor trebuie să fie vertical sau aproape vertical.

Ţintele aflate la adâncimi mari dar la distanţe orizontale reduse sunt mai uşor de atins cu sonde în S decât cu cele în pantă.

Profilele în S sunt utilizate şi la sondele de salvare, când este necesar ca acestea să fie dirijate pe o anumită porţiune de-a lungul sondei scăpate, pentru a spori şansele de omorâre.

Uneori, pentru a reduce costurile de dirijare, după ce sondele sunt duse suficient de departe în plan orizontal, ele sunt lăsate să revină pe verticală singure, sub efectul de pendul, până ating ţintele prevăzute.

Vom examina aici varianta *g* din figura 6, cu cinci intervale distincte, în care cele două porţiuni curbilinii sunt arce de cerc.

Datele iniţiale sunt aceleaşi: adâncimea ţintei *H*, deplasarea orizontală *A* şi azimutul locaţiei ţintei ω_T (fig. 7).

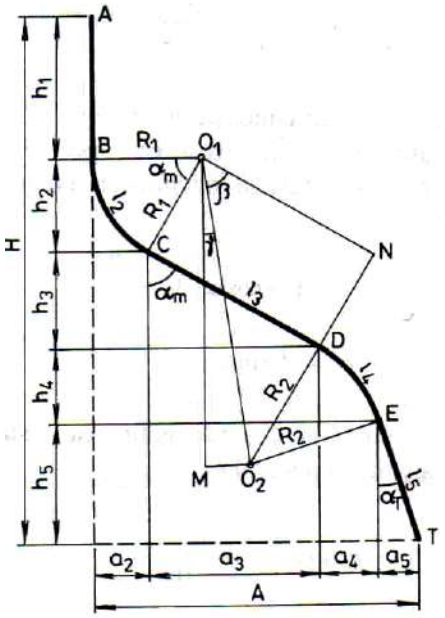

Fig. 7. *Sondă cu profil în S.*

De regulă se impun: h_1 – adâncimea de iniţiere a devierii, i_1 – intensitatea de deviere pe intervalul de creştere a înclinării, i_2 – intensitatea de deviere pe intervalul de scădere a înclinării, α_T – unghiul de înclinare (eventual nul) sub care se atinge locaţia ţintei *T* şi adâncimea pe verticală la care înclinarea încetează să mai scadă (sau lungimea ultimului interval – cel rectiliniu). Dacă înclinarea maximă α_m, un parametru rezultant, nu se află în limite acceptabile se modifică adâncimea de iniţiere a devierii sau intensităţile de deviere. De obicei, intensitatea de scădere a înclinării este mai mică decât cea de creştere.

Razele de curbură pe intervalele curbilinii se calculează cu relaţia (1).

Conform figurii 7, unghiul de înclinare maximă α_m satisface egalitatea:

$$\alpha_m = \gamma + \beta . \tag{21}$$

Din triunghiul dreptunghic O_1MO_2 rezultă:

$$\mathrm{tg}\gamma = \frac{MO_2}{MO_1} = \frac{A - R_1 - R_2 \cos\alpha_T - (H - H_E)\mathrm{tg}\alpha_T}{H_E - h_1 + R_2 \sin\alpha_T} \tag{22}$$

cu H_E – adâncimea pe verticală a punctului unde începe intervalul final, rectiliniu, cu înclinarea α_T.

Din triunghiul O_1NO_2 se scrie:

$$\sin\beta = \frac{NO_2}{O_1O_2} = \frac{NO_2}{MO_1}\cos\gamma = \frac{R_1 + R_2}{H_E - h_1 + R_2 \sin\alpha_T}\cos\gamma\,. \tag{23}$$

Dacă în locul adâncimii H_E se cunoaşte lungimea l_5, formulele (22) şi (23) sunt modificate corespunzător. Şi în acest caz, pentru ca problema să fie posibilă, parametrii geometrici trebuie să îndeplinească anumite condiţii.

Se pot calcula acum:

$$a_2 = R_1(1 - \cos\alpha_m), \tag{24}$$

$$h_2 = R_1 \sin\alpha_m\,. \tag{25}$$

şi cu acestea coordonatele punctului C, unde înclinarea se stabilizează.

Adâncimea măsurată până în punctul C

$$L_C = h_1 + l_2 = h_1 + \frac{\pi R_1 \alpha_m}{180}\,. \tag{26}$$

Lungimea celui de-al treilea interval l_3 se calculează din triunghiul O_1NO_2 ţinând seama că $l_3 = O_1N$:

$$l_3 = \frac{R_1 + R_2}{\mathrm{tg}\beta}\,. \tag{27}$$

Cu aceasta se determină proiecţiile:

$$a_3 = l_3 \sin\alpha_m, \tag{28}$$

$$h_3 = l_3 \cos\alpha_m \tag{29}$$

şi apoi coordonatele punctului D.

Adâncimea măsurată până în punctul D

$$L_D = h_1 + l_2 + l_3\,. \tag{30}$$

Proiecţiile celui de-al patrulea interval:

$$a_4 = R_2(\cos\alpha_T - \cos\alpha_m), \tag{31}$$

$$h_4 = R_2(\sin\alpha_m - \sin\alpha_T). \tag{32}$$

Lungimea sondei până în punctul *E*

$$L_E = L_D + l_4 = h_1 + l_2 + l_3 + \frac{\pi R_2(\alpha_m - \alpha_T)}{180}. \tag{33}$$

Lungimea totală a sondei

$$L_T = h_1 + l_2 + l_3 + l_4 + l_5, \tag{34}$$

unde

$$l_5 = \frac{H - H_E}{\cos\alpha_T}. \tag{35}$$

Unghiul de înclinare α, adâncimea pe verticală *h* şi deplasarea orizontală la diverse adâncimi măsurate *L* se determină cu relaţiile:

pentru $L_B \le L \le L_C$:

$$\alpha = i_1(L - h_1), \tag{36}$$

$$a = R_1(1 - \cos\alpha), \tag{37}$$

$$h = h_1 + R_1\sin\alpha; \tag{38}$$

pentru $L_C \le L \le L_D$:

$$\alpha = \alpha_m, \tag{39}$$

$$a = a_C + (L - L_C)\sin\alpha_m, \tag{40}$$

$$h = h_C + (L - L_C)\cos\alpha_m; \tag{41}$$

pentru $L_D \le L \le L_E$:

$$\alpha = \alpha_m - i_2(L - L_D), \tag{42}$$

$$a = a_D + R_2(\cos\alpha - \cos\alpha_m), \tag{43}$$

$$h = h_D + R_2(\sin\alpha_m - \sin\alpha); \tag{44}$$

pentru $L_E \le L \le L_T$:

$$\alpha = \alpha_T, \tag{45}$$

$$a = a_E + (L - L_E)\sin\alpha_T, \tag{46}$$

$$h = h_E + (L - L_E)\cos\alpha_T. \tag{47}$$

Toate relaţiile de mai sus pot fi folosite şi pentru $\alpha_T = 0$ (ultimul interval este vertical), şi pentru $H_E = H$ (ultimul interval, rectiliniu, lipseşte, iar α_T este înclinarea la adâncimea respectivă).

Dacă expresia din dreapta relaţiei (23) este egală cu unitatea ($O_1O_2 = NO_2$), $\beta = 90°$ şi intervalul rectiliniu intermediar lipseşte.

Exemplu 3. O sondă cu adâncimea de 3500 m şi deplasarea orizontală de 1500 m se forează după un profil în S cu cinci segmente. Devierea este iniţiată la 500 m, intensitatea de creştere a înclinării este 1°/10 m, iar cea de scădere a înclinării 0,5°/10 m. Pe ultimii 700 m se păstrează o înclinare constantă de 10°.

Să se calculeze traiectoria sondei.

Soluţie. Razele de curbură pe cele două intervale circulare:

$$R_1 = \frac{180}{\pi}\cdot\frac{10}{1} = 572{,}96 \text{ m},$$

$$R_2 = \frac{180}{\pi}\cdot\frac{10}{0{,}5} = 1145{,}92 \text{ m}.$$

Adâncimea pe verticală la începutul ultimului interval, cel rectiliniu (v. fig. 7),

$$H_E = H - l_5\cos\alpha_T = 3500 - 700\cdot\cos 10^o = 2810{,}63 \text{ m}.$$

Se pot calcula acum unghiurile auxiliare γ şi β cu formulele (22) şi (23):

$$\gamma = \operatorname{arctg}\frac{1500 - 572{,}96 - 1145{,}92\cos 10^o - (3500 - 2810{,}63)\operatorname{tg}10^o}{2810{,}63 - 500 + 1145{,}92\sin 10^o} = -7{,}3345^o,$$

$$\beta = \arcsin\frac{(572{,}96 + 1145{,}92)\cdot\cos(-7{,}3345^o)}{2810{,}63 - 500 + 1145{,}92\cdot\sin 10^o} = 42{,}7900^o.$$

Unghiul γ negativ semnifică faptul că punctul O_2 se află la stânga punctului M. Formulele demonstrate mai sus rămân valabile.

Înclinarea pe intervalul al treilea (înclinarea maximă)

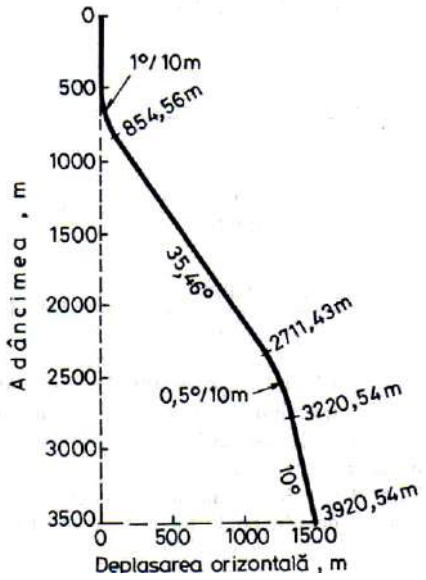

Fig. 8. *Profilul sondei din exemplul 3.*

Tabela 3. **Exemplul 3.**

Adâncimea măsurată	Înclinarea	Deplasarea orizontală	Adâncimea verticală
m	grade	m	m
0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮
500,00	0	0	0
600,00	10	8,70	599,49
700,00	20	34,55	695,96
800,00	30	76,76	786,48
854,56	35,46	106,25	832,36
900,00	35,46	132,61	869,37
⋮	⋮	⋮	⋮
2700,00	35,46	1176,74	2335,59
2711,43	35,46	1183,37	2344,90
2800,00	31,03	1231,87	2418,89
2900,00	26,03	1279,62	2506,72
3000,00	21,03	1319,53	2598,38
3100,00	16,03	1351,30	2693,16
3200,00	11,03	1374,69	2790,36
3220,54	10	1378,45	2810,63
3300,00	10	1392,24	2888,89
⋮	⋮	⋮	⋮
3900,00	10	1496,43	3479,77
3920,54	10	1500,00	3500,00

$$\alpha_m = -7{,}3345 + 42{,}7900 = 35{,}4555 \approx 35{,}46^{\circ}.$$

Lungimea intervalelor:

$$l_2 = \frac{\pi \cdot 572{,}96 \cdot 35{,}4555}{180} = 354{,}56 \text{ m},$$

$$l_3 = \frac{572{,}96 + 1145{,}92}{\text{tg}42{,}7900} = 1856{,}87 \text{ m},$$

$$l_4 = \frac{\pi \cdot 1145{,}92 \cdot (35{,}4555 - 10)}{180} = 509{,}11 \text{ m}.$$

Lungimea sondei $L = 500 + 354{,}56 + 1856{,}87 + 509{,}11 + 700 = 3920{,}54$ m.

Înclinarea maximă, de 35,46°, este atinsă la 854,56 m. De aici, înclinarea sondei se menţine constantă până la 2711,43 m, după care scade la 10°, la 3220,54 m. În continuare, ea se păstrează constantă până la 3920,54 m – adâncimea finală măsurată.

Profilul sondei este prezentat în figura 8, iar înclinarea, deplasarea orizontală şi adâncimea verticală în mai multe puncte aflate de-a lungul traseului sunt calculate în tabela 3.

5. Sonde cu două intervale de creştere a înclinării separate de unul rectiliniu înclinat

Asemenea profile sunt utilizate cu precădere la sonde cu deplasări mari, inclusiv la cele orizontale sau aproape orizontale.

Deoarece pe intervalele curbilinii, viteza de lucru este de obicei mai redusă, iar cheltuielile de dirijare scumpesc forajul, este recomandabil ca lungimea totală a acestor intervale să nu fie prea mare, în limitele unor curburi maxime acceptabile. În acest scop, între două intervale curbilinii se intercalează o porţiune tangentă, cu înclinarea relativ mare, 60 – 80°. Pe acest interval se poate fora rotary, cu un control mai uşor al direcţiei şi al apăsării pe sapă, şi cu o viteză de avansare mai mare.

Porţiunea liniară intermediară constituie şi o „siguranţă” în atingera ţintei. Pe intervalele curbilinii, cu motoare de dirijare, chiar şi prin alternanţa „lunecare-rotary”, este dificil să se obţină exact intensitatea de deviere preconizată. Abaterile ajung la 0,3 – 0,5°/10 m, într-un sens ori altul (fig. 9). Marşurile suplimentare necesare pentru ajustarea dispozitivului de dirijare (schimbarea unghiului de dezaxare a motorului de fund, modificarea poziţiei sau a jocului stabilizatorilor) lungesc durata forajului şi măresc costurile. Prevăzând un interval intermediar este posibil ca, atunci când intensitatea de deviere este mai mică (raza de curbură mai mare) decât cea proiectată, ansamblul de dirijare să fie menţinut pe talpă mai mult, până ce se atinge înclinarea dorită la sfârşitul primului interval curbiliniu. Intervalul rectiliniu a_1b_1 va fi mai scurt decât cel proiectat ab (fig. 10). Invers, dacă ritmul de deviere este mai mare decât cel preconizat (raza de curbură este mai mică), ansamblul de dirijare se extrage mai repede şi intervalul liniar a_2b_2 este mai lung. Eventual, atunci când este posibil,

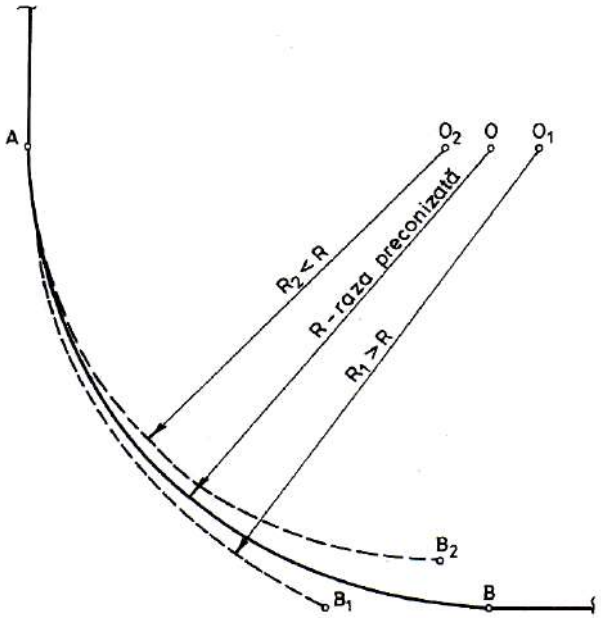

Fig. 9. *Ratarea unei ţinte orizontale din cauza abaterilor de la raza de curbură preconizată R.*

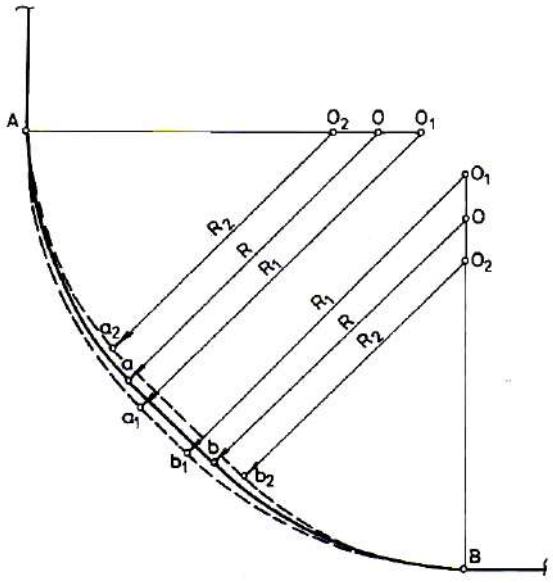

Fig. 10. *Rolul de siguranţă a intervalului tangent dintre două porţiuni curbilinii.*

garnitura de foraj se roteşte fără a extrage ansamblul de dirijare şi direcţia sondei în general se menţine.

Uzual, pe cel de-al doilea interval curbiliniu intensitatea de deviere este mai mică decât pe primul interval. Pe cel de-al doilea interval, intensitatea de deviere poate fi micşorată, în raport cu posibilităţile motorului de dirijare, alternând corespunzător porţiunile de foraj orientat cu cele rotary.

Cu sisteme de dirijare rotary un traseu dat se urmăreşte mult mai comod.

De regulă, intervalele curbilinii sunt arce de cerc, dar pot fi şi curbe mai complicate.

Dacă deplasarea orizontală este mare în raport cu adâncimea verticală, dirijarea trebuie iniţiată la adâncime mică. Dimpotrivă, când deplasarea orizontală este redusă, devine preferabilă iniţierea la adâncime mai mare, deoarece pe intervalul iniţial vertical viteza de lucru este sporită şi costurile sunt mai scăzute.

Datele de proiectare sunt: adâncimea ţintei finale H, deplasarea orizontală a acesteia A, lungimea ultimului interval rectiliniu l_5 (eventual coordonatele punctului unde începe acest interval) şi azimutul ţintei ω_T (fig. 11).

Se impun, de obicei, adâncimea de iniţiere a devierii h_1, intensităţile de deviere pe cele două intervale curbilinii i_1 şi i_2, unghiul de înclinare sub care se atinge ţinta α_T (90^o – la sonde orizontale). Dacă înclinarea maximă α_m calculată nu se află în limite acceptabile, se ajustează adâncimea de iniţiere a devierii h_1 sau intensităţile de deviere i_1 şi i_2. Evident, între datele iniţiale trebuie să existe anumite corelaţii.

Razele de curbură R_1 şi R_2 se calculează cu formula (1).

Parametrul principal care trebuie determinat este unghiul de înclinare pe intervalul intermediar α_m. Potrivit figurii 11,

$$\alpha_m = 90^o - (\gamma + \beta). \tag{48}$$

Din triunghiul dreptunghic dreptunghic O_1MO_2, rezultă

$$\operatorname{tg}\gamma = \frac{MO_2}{O_1M} = \frac{H - h_1 - R_2 \sin\alpha_T - l_5 \cos\alpha_T}{A - R_1 + R_2 \cos\alpha_T - l_5 \sin\alpha_T}, \tag{49}$$

iar din triunghiul dreptunghic O_1NO_2

$$\sin\beta = \frac{NO_2}{O_1O_2} = \frac{NO_2}{O_1M}\cos\gamma = \frac{(R_2 - R_1)\cos\gamma}{A - R_1 + R_2 \cos\alpha_T - l_5 \sin\alpha_T}. \tag{50}$$

Când ultimul interval este orizontal ($\alpha_T = 90°$) cele două formule se simplifică simţitor.

Pentru determinarea punctului C se calculează elementele:

$$a_2 = R_1(1 - \cos\alpha_m), \tag{51}$$

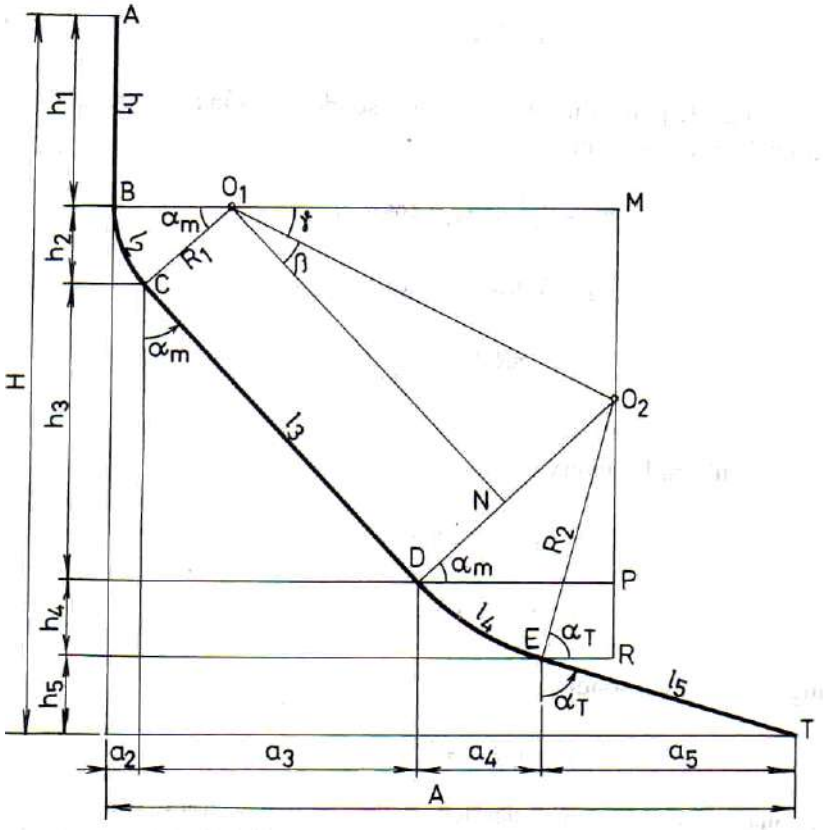

Fig. 11. *Profil de sondă cu două intervale de creştere a înclinării şi unul intermediar rectiliniu.*

$$h_2 = R_1 \sin \alpha_m, \tag{52}$$

$$l_2 = \frac{\pi R_1 \alpha_m}{180}. \tag{53}$$

Lungimea intervalului rectiliniu intermediar se determină din triunghiul dreptunghic O_1NO_2:

$$l_3 = O_1N = (R_2 - R_1)\operatorname{ctg}\beta. \tag{54}$$

Cu această mărime se calculează proiecţiile:

$$a_3 = l_3 \sin \alpha_m, \tag{55}$$

$$h_3 = l_3 \cos\alpha_m, \tag{56}$$

apoi coordonatele punctului *D* şi lungimea sondei până în acest punct.

Pentru cel de-al doilea interval curbiliniu:

$$a_4 = R_2\left(\cos\alpha_m - \cos\alpha_T\right), \tag{57}$$

$$h_4 = R_2\left(\sin\alpha_T - \sin\alpha_m\right), \tag{58}$$

$$l_4 = \frac{\pi R_2\left(\alpha_T - \alpha_m\right)}{180}. \tag{59}$$

Proiecţiile ultimului interval:

$$a_5 = l_5 \sin\alpha_T, \tag{60}$$

$$h_5 = l_5 \cos\alpha_T. \tag{61}$$

Lungimea totală a sondei

$$L_T = h_1 + l_2 + l_3 + l_4 + l_5. \tag{62}$$

Exemplul 4. O sondă orizontală trebuie să străbată un strat productiv, aflat la adâncimea de 2000 m, pe lungimea de 1000 m (fig. 12). Locaţia sondei se află la 4000 m deplasare orizontală faţă de capătul final al ţintei. Azimutul acesteia este 160°. Dirijarea va începe la 600 m adâncime. Sonda va avea două intervale de creştere a înclinării: primul cu intensitatea de deviere de 1°/10 m, iar al doilea cu $0{,}5^o$/10 m.

Să se calculeze elementele traiectoriei sondei.

Soluţie. Razele de curbură pe cele două intervale curbilinii:

$$R_1 = \frac{180}{\pi}\frac{10}{1} = 572{,}96 \text{ m},$$

$$R_2 = \frac{180}{\pi}\frac{10}{0{,}5} = 1145{,}92 \text{ m}.$$

Cele două unghiuri auxiliare:

$$\gamma = \operatorname{arctg}\frac{2000 - 600 - 1145{,}92}{4000 - 572{,}96 - 1000} = 5{,}9764^o,$$

$$\beta = \arcsin\frac{\left(1145{,}92 - 572{,}96\right)\cdot\cos 5{,}9764^o}{4000 - 572{,}96 - 1000} = 13{,}5793^o.$$

Înclinarea sondei pe intervalul tangent

$$\alpha_m = 90 - (5{,}9764 + 13{,}5793) = 70{,}4443^{\circ} \ .$$

Coordonatele punctului *C* (v. fig. 11):

$$a_C = 572{,}96(1 - \cos 70{,}4443^{\circ}) = 381{,}18 \text{ m},$$

$$h_C = 600 + 572{,}96 \cdot \sin 70{,}4443^{\circ} = 1139{,}91 \text{ m}.$$

Adâncimea măsurată până în punctul *C*

$$L_C = 600 + \frac{\pi \cdot 572{,}96 \cdot 70{,}4443}{180} = 600 + 704{,}45 = 1304{,}45 \text{ m}.$$

Lungimea intervalului rectiliniu

$$l_3 = (1145{,}92 - 572{,}96) \cdot \operatorname{ctg} 13{,}5793^{\circ} = 2372{,}08 \text{ m}.$$

Coordonatele punctului *D*:

$$a_D = a_2 + a_3 = 381{,}18 + 2372{,}08 \cdot \sin 70{,}4443^{\circ} = 2616{,}43 \text{ m},$$

$$h_D = h_1 + h_2 + h_3 = h_C + h_3 = 1139{,}91 + 2372{,}08 \cdot \cos 70{,}4443^{\circ} = 1933{,}90 \text{ m}.$$

Adâncimea punctului *D*, măsurată de-a lungul sondei:

$$L_D = h_1 + l_2 + l_3 = 600 + 704{,}45 + 2372{,}08 = 3676{,}53 \text{ m}.$$

Coordonatele punctului *E*, începutul intervalului orizontal:

$$a_E = a_D + R_2 \cos \alpha_m = 2616{,}43 + 1145{,}92 \cdot \cos 70{,}4443^{\circ} = 3000 \text{ m},$$

$$h_E = h_D + R_2(1 - \sin \alpha_m) = 1933{,}90 + 1145{,}92(1 - \sin 70{,}4443^{\circ}) = 2000 \text{ m}.$$

Lungimea sondei până în punctul unde începe drena orizontală

$$L_E = L_D + l_4 = 3676{,}53 + \frac{\pi \cdot 1145{,}92 \cdot (90 - 70{,}4443)}{180} = 3676{,}53 + 391{,}16 = 4067{,}65 \text{ m}.$$

Lungimea totală a sondei

$$L_T = 4067{,}65 + 1000 = 5067{,}65 \text{ m}.$$

Traiectoria sondei este prezentată în figura 12. În tabela 4 sunt calculate înclinarea, deplasarea orizontală şi adâncimea verticală în mai multe puncte de-a lungul sondei.

De exemplu, pentru L = 700 m, unde înclinarea sondei este 10°:

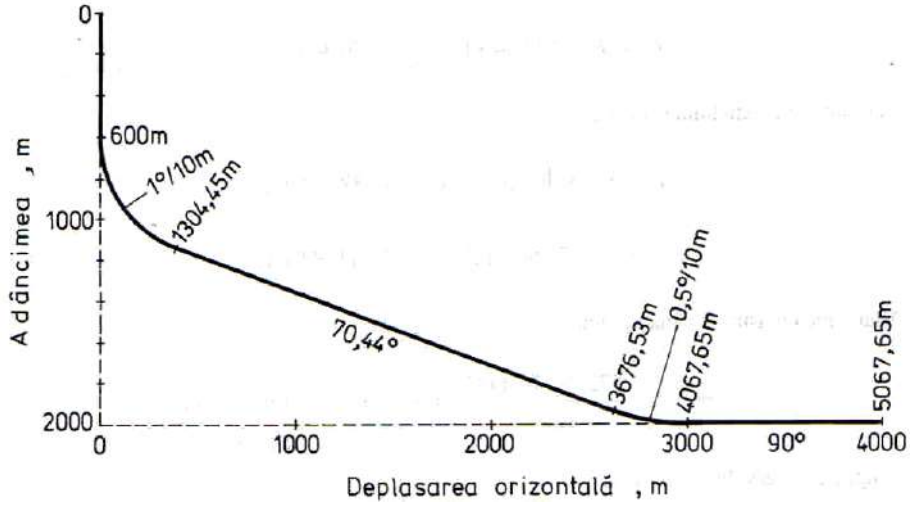

Fig. 12. *Profilul sondei din exemplul 4.*

Tabela 4. **Exemplul 4.**

Adâncimea măsurată	Înclinarea	Deplasarea orizontală	Adâncimea verticală
m	grade	m	m
0	0	0	0
⋮	⋮	⋮	⋮
600,00	0	0	0
700,00	10	8,70	699,49
800,00	20	34,55	795,96
900,00	30	76,76	886,48
1000,00	40	134,05	968,29
1100,00	50	204,67	1038,91
1200,00	60	286,48	1096,20
1300,00	70	377,00	1138,41
1304,45	70,44	381,18	1139,91
⋮	⋮	⋮	⋮
3676,53	70,44	2616,43	1933,90
3700,00	71,62	2638,62	1941,53
3800,00	76,62	2734,78	1968,89
3900,00	81,62	2832,95	1987,76
4000,00	86,62	2932,39	1998,00
4067,65	90	3000,00	2000,00
⋮	⋮	⋮	⋮
5067,65	90	4000,00	2000,00

$$a_{700} = 572{,}96\left(1-\cos 10^{\circ}\right) = 8{,}70 \text{ m},$$

$$h_{700} = 600 + 572{,}96 \cdot \sin 10^{\circ} = 699{,}49 \text{ m}.$$

La $L = 3700$ m, înclinarea sondei

$$\alpha_{3700} = \alpha_m + \left(L - L_D\right) i_2 = 70{,}4443 + \left(3700 - 3676{,}53\right)\frac{0{,}5}{10} = 71{,}6178^{\circ}.$$

Cele două coordonate la 3700 m sunt:

$$a_{3700} = a_D + R_2\left(\cos\alpha_m - \cos\alpha_{3700}\right) = 2616{,}43 + 1145{,}92\left(\cos 70{,}4443^{\circ} - \cos 71{,}6178^{\circ}\right) = 2638{,}62 \text{ m}$$

$$h_{3700} = h_D + R_2\left(\sin\alpha_{3700} - \sin\alpha_m\right) = 1933{,}90 + 1145{,}92\left(\sin 71{,}6178^{\circ} - \sin 70{,}4443^{\circ}\right) = 1941{,}53 \text{ m}$$

Azimutul $\omega_T = 160^{\circ}$.

6. Sonde cu profile catenare

Forma de echilibru a unui fir suspendat perfect flexibil şi inextensibil supus la o sarcină uniform distribuită (eventual greutatea lui) reprezintă o curbă numită *curbă funiculară, curbă catenară* sau *curba lănţişorului*. Cum garnitura de foraj are o lungime foarte mare în raport cu dimensiunile transversale (grosimea şi diametrul), ea are o comportare longitudinală similară cu cea a unui fir sau cablu foarte lung. Dacă profilul sondei are forma unei curbe catenare, determinată de greutatea unitară a garniturii şi de condiţiile de la capete, atunci între prăjini şi pereţii sondei nu există contact şi ca rezultat nici frecări, cel puţin teoretic.

Avantajul folosirii curbelor catenare la alcătuirea traseului sondelor dirijate în scopul diminuării forţelor longitudinale şi a momentelor de rotire a fost avansat încă din 1985. Ele au fost utilizate la sonde cu deplasări orizontale foarte mari: în Marea Nordului (Statfjord), în sudul Angliei (Wytch Farm), în China.

Curbele catenare se folosesc pe intervalul de creştere a înclinării la profile cu trei intervale, profile considerate cele mai simple: unul vertical, al doilea de creştere a înclinării şi ultimul rectiliniu cu înclinarea cât mai mare. Prin evitarea intervalelor de scădere a înclinării se diminuează frecările.

Un dezavantaj al traseelor catenare îl constituie dificultatea urmăririi lor în timpul forajului din cauza intensităţii de deviere variabile, crescătoare cu adâncimea. Dar, cu mijloacele moderne de dirijare, acest inconvenient poate fi depăşit. Alt impediment constă în faptul că forma curbei este determinată de forţele axiale de la capetele ei, şi acestea depind de operaţia executată în sondă.

O astfel de curbă catenară se poate determina dacă se impun următoarele condiţii la capete: înclinarea sondei α_1 şi forţa axială F_1 la capătul inferior, înclinarea α_2 la capătul de sus (sau deplasarea orizontală a lui) [1]. Unghiul α_1 reprezintă înclinarea de pe intervalul rectiliniu înclinat, iar F_1 – forţa de la capătul lui superior.

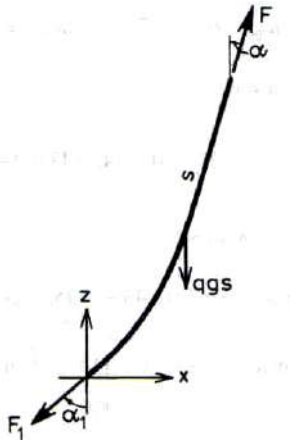

Fig. 13. *Forţele aplicate asupra unui segment de garnitură aflată pe o curbă catenară.*

Fie un segment de garnitură cu greutatea unitară, în noroi, *qg* şi lungimea *s*, pentru care înclinarea α_1 şi forţa F_1 la capătul inferior sunt presupuse cunoscute (fig. 13).

Cu sistemul de axe ales ca în figură, ecuaţiile de echilibru sunt:

$$F\sin\alpha - F_1\sin\alpha_1 = 0, \tag{63}$$

$$F\cos\alpha - qgs - F_1\cos\alpha_1 = 0. \tag{64}$$

Prin eliminarea unghiului α rezultă:

$$F = \sqrt{F_1^2 + (qgs)^2 + 2qgsF_1\cos\alpha_1}\,. \tag{65}$$

Panta curbei, faţă de axa *x*:

$$\mathrm{tg}(90° - \alpha) = \mathrm{ctg}\alpha = \frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x} = \frac{qgs + F_1\cos\alpha_1}{F_1\sin\alpha_1}\,. \tag{66}$$

Deoarece $\mathrm{d}s^2 = \mathrm{d}z^2 + \mathrm{d}x^2$, lungimea curbei

$$s = \int_0^x \sqrt{1 + \left(\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}\right)^2}\,\mathrm{d}x. \tag{67}$$

Cu această expresie în (66) rezultă ecuaţia diferenţială

$$\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}=\frac{qg}{F_1\sin\alpha_1}\int_0^x\sqrt{1+\left(\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}\right)^2}\ \mathrm{d}x+\frac{\cos\alpha_1}{\sin\alpha_1}. \tag{68}$$

Se introduce funcţia hiperbolică $\mathrm{d}z/\mathrm{d}x=\mathrm{sh}\,u$. Prin diferenţiere, expresia din relaţia (68) devine:

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}x}\left[\frac{qg}{F_1\sin\alpha_1}\int_0^x\sqrt{1+\left(\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}\right)^2}\ \mathrm{d}x+\frac{\cos\alpha_1}{\sin\alpha_1}\right]=\frac{qg}{F_1\sin\alpha_1}\sqrt{1+\mathrm{sh}^2u}=\frac{qg}{F_1\sin\alpha_1}\mathrm{ch}u=\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}x}\mathrm{ch}u,$$

de unde

$$\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}x}=\frac{qg}{F_1\sin\alpha_1}. \tag{69}$$

Prin integrare, rezultă

$$u=\frac{qg}{F_1\sin\alpha_1}x+C_1. \tag{70}$$

Constanta de integrare C_1 se determină scriind condiţia:

la $x = 0$ panta curbei $\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}=\mathrm{ctg}\alpha_1=\mathrm{sh}\,u(0)$, de unde $u(0)=\mathrm{argsh}(\mathrm{ctg}\alpha_1)=C_1$.

Cu aceasta

$$\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x}=\mathrm{sh}u=\mathrm{sh}\left[\frac{qg}{F_1\sin\alpha_1}x+\mathrm{argsh}(\mathrm{ctg}\alpha_1)\right]. \tag{71}$$

După integrare, se obţine:

$$z=\frac{F_1\sin\alpha_1}{qg}\mathrm{ch}\left[\frac{qg}{F_1\sin\alpha_1}x+\mathrm{arg\,sh}(\mathrm{ctg}\alpha_1)\right]+C_2. \tag{72}$$

Constanta de integrare C_2 se determină din condiţia $x = 0$, $z = 0$:

$$C_2=\frac{F_1\sin\alpha_1}{qg}\mathrm{ch}[\mathrm{arg\,sh}(\mathrm{ctg}\alpha_1)] \tag{73}$$

Înlocuind expresia constantei C_2 în (72) se obţine ecuaţia curbei catenare:

$$z = \frac{F_1 \sin\alpha_1}{qg}\left\{\mathrm{ch}\left[\frac{qgx}{F_1 \sin\alpha_1} + \mathrm{arg\,sh}(\mathrm{ctg}\alpha_1)\right] - \mathrm{ch}[\mathrm{argsh}(\mathrm{ctg}\alpha_1)]\right\}. \tag{74}$$

Lungimea totală a curbei catenare de la capătul ei inferior până într-un punct aflat la deplasarea orizontală x se obţine din ecuaţia (66) cu dz/dx calculat prin diferenţierea ecuaţiei (74):

$$s = \frac{F_1}{qg}\left\{\sin\alpha_1 \mathrm{sh}\left[\frac{qgx}{F_1 \sin\alpha_1} + \mathrm{arg\,sh}(\mathrm{ctg}\alpha_1)\right] - \cos\alpha_1\right\}. \tag{75}$$

Înlocuind expresia lui s în relaţia (65) se obţine variaţia forţei axiale cu distanţa orizontală x.

Variaţia înclinării cu lungimea se determină prin diferenţierea ecuaţiei (66):

$$\frac{\mathrm{d}\alpha}{\mathrm{d}s} = -\frac{qgF_1 \sin\alpha_1}{F_1^2 + (qgs)^2 + 2qgsF_1 \cos\alpha_1} = -\frac{qgF_1 \sin\alpha_1}{F^2}. \tag{76}$$

Cum forţa creşte spre capătul superior, intensitatea de deviere (în valoare absolută) scade în acelaşi sens.

Din ecuaţia (66) se observă că unghiul α nu poate fi zero decât la $s \to \infty$. Aceasta înseamnă că înainte de intrarea pe curba catenară este necesar un scurt interval nevertical, eventual un arc de cerc. Pentru ca trecerea dintre cele două curbe să fie netedă, în punctul de intersecţie trebuie ca ele să aibă aceeaşi curbură (rază de curbură). Fie α_2 – înclinarea din punctul de intersecţie, s_{12} – lungimea curbei catenare şi R – raza de curbură în acel punct. Din ecuaţia (66), rezultă:

$$\mathrm{ctg}\alpha_2 = \frac{qgs_{12} + F_1 \cos\alpha_1}{F_1 \sin\alpha_1}. \tag{77}$$

Dacă se egalează expresia din (76) cu 1/R, rezultă:

$$R = \frac{F_1^2 + (qgs_{12})^2 + 2qgs_{12}F_1 \cos\alpha_1}{qgF_1 \sin\alpha_1}. \tag{78}$$

Dintre cei trei parametri, α_2, R şi s_{12} (eventual deplasarea orizontală corespunzătoare), unul trebuie impus.

Curba catenară astfel modificată se stabileşte pentru condiţiile din timpul forajului: în acest caz, presiunile de contact sunt teoretic nule. La extragere şi la introducere, forţele de tracţiune de la capetele curbei se modifică din cauza

forţelor de frecare de pe celelalte intervale. În aceste situaţii, între prăjini şi pereţi vor apare forţe normale şi, ca o consecinţă, forţe de frecare.

Fie ΔF – forţa suplimentară care se exercită la capătul inferior al intervalului catenar în timpul extragerii ($\Delta F = F_1$ la extragere, $– F_1$ în timpul forajului). Forţa normală provocată de această forţă suplimentară:

$$\Delta N = \Delta F \frac{\mathrm{d}\alpha}{\mathrm{d}s}. \tag{79}$$

Forţa de frecare creată de-a lungul curbei catenare :

$$\Delta F_f = \int_0^s \mu \Delta N \mathrm{d}s = \mu \int_0^s \Delta F \left(\frac{\mathrm{d}\alpha}{\mathrm{d}s} \right) \mathrm{d}s. \tag{80}$$

Folosind ecuaţia (76), după integrare, rezultă:

$$\Delta F_f = \mu \Delta F \mathrm{arctg} \frac{qgs_{12} + F_1 \cos \alpha_1}{F_1 \sin \alpha_1}. \tag{81}$$

Această valoare se adună la forţa F_2, calculată în relaţia (65), pentru a obţine forţa de tracţiune la capătul de sus al intervalului.

Dacă la introducere, variaţia forţei axiale la capătul superior este $– \Delta F$, faţă de forţa F_2 stabilită în relaţia (65), atunci la capătul inferior forţa axială este $F_1 – \Delta F_f$, cu ΔF_f exprimat de aceeaşi relaţie (81).

Momentul forţelor de frecare de-a lungul intervalului catenar:

$$\Delta M = \mu r \Delta F \mathrm{arctg} \frac{qgs_{12} + F_1 \cos \alpha_1}{F_1 \sin \alpha_1}, \tag{82}$$

unde r este raza racordurilor dintre prăjini.

Momentul forţelor de frecare tangenţiale se exercită când garnitura de prăjini este rotită, de exemplu la o extragere însoţită de corectare.

În figura 14 este prezentată o sondă cu profil catenar. Ea are o porţiune verticală, una circulară, porţiunea catenară propriu zisă şi ultimul interval rectiliniu.

Prin calcularea forţelor şi momentelor de frecare de-a lungul sondei, s-a găsit că porţiunea circulară şi cea liniară finală anulează în mare măsură efectul favorabil al porţiunii catenare, chiar dacă pe aceast interval frecările ar lipsi. Fenomenul are loc mai ales atunci când porţiunea finală este lungă. Când forţa de tracţiune din garnitură este mare, forţele de contact şi, implicit, forţele de frecare sunt mari pe porţiunea circulară. Invers, când forţa de tracţiune este mică, presiunile de contact sunt mari pe porţiunea finală.

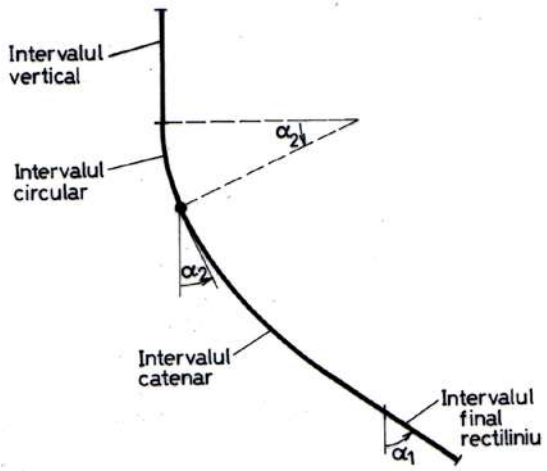

Fig. 14. *Profilul unei sonde cu porţiunea de creştere a înclinării catenare.*

Efectul nefavorabil al porţiunii circulare ar putea fi eliminat prin folosirea unei instalaţii capabile să foreze înclinat: dacă unghiul de înclinare este egal cu cel de intrare pe curba catenară, porţiunea circulară, unde se concentrează frecările cele mai mari, poate fi eliminată. În sfârşit, cum forţele de tracţiune sunt diferite în timpul forajului, al extragerii şi al introducerii în sondă, trebuie decis pentru care situaţie se proiectează profilul sondei [1].

S-a propus şi o curbă catenară care să ţină seama de efectul devierii laterale azimutale [8]. S-a stabilit şi un model mecanic pentru ansamblul de fund corespunzător unei traiectorii catenare [10].

S-au avansat şi alte curbe, care să permită o trecere lină de la curbura nulă a unei drepte la cea a unui arc de cerc, cum este clotoida (intensitatea de deviere pleacă de la zero şi creşte cu lungimea). S-ar reduce în acest mod frecările şi solicitările materialului tubular în zonele de racordare [16].

7. Sonde cu profil spaţial

Traseele spaţiale sunt utilizate atunci când trebuie ocolită o zonă care provoacă dificultăţi de foraj majore, de exemplu un masiv de sare sau o falie, când trebuie evitate alte sonde existente în zonă, când se urmăresc mai multe ţinte care nu se găsesc în acelaşi plan vertical, când locaţia de suprafaţă este fixată ori este condiţionată, iar zona productivă trebuie traversată pe o direcţie care nu se află în acelaşi plan vertical cu locaţia, când există o tendinţă semnificativă de deviere laterală a sondelor în regiune, când sonda a deviat foarte mult, în plan orizontal, de la traseul planificat şi porţiunea ce urmează să fie forată trebuie corectată pentru a atinge ţinta propusă, în cazul unor reintrări.

Traseul unei sonde spaţiale este determinat în primul rând de situaţia concretă existentă, dar la proiectarea lui se urmăresc şi diverse criterii de optimizare. Sonda trebuie să fie cât mai netedă, fără curburi periculoase şi variaţii mari ale acestora – pentru a nu solicita excesiv elementele garniturii de foraj şi a reduce frecările acesteia cu pereţii sondei – , să aibă o lungime cât mai mică, să fie uşor de realizat, cu mijloacele de dirijare disponibile şi cu schimbări ale ansamblurilor de fund cât mai puţine, pentru a reduce costurile.

Profilul preconizat între punctul de iniţiere a dirijării spaţiale şi ţintă poate fi descris de o singură curbă cu anumite proprietăţi geometrice sau de o combinaţie de curbe şi segmente de dreaptă racordate între ele. În ambele cazuri se impune, de obicei, ca ţinta să fie atinsă pe o anumită direcţie. De exemplu, pe o drenă orizontală sonda trebuie să intre de-a lungul ei.

Uneori, traseul spaţial trebuie să treacă prin anumite puncte impuse.

7.1. Profile cu intensitatea de deviere constantă

Păstrând direcţia de acţiune a unui ansamblu de dirijare şi regimul de lucru neschimbate, adeseori intensitatea de deviere a sondei rămâne aproximativ constantă. Şi chiar dacă acest lucru nu se întâmplă şi regimul sau direcţia de acţiune a ansamblului trebuie uşor corectate, este mai comod să se dirijeze o sondă pe un traseu cu intensitatea de deviere constantă, decât pe una cu intensitatea de deviere variabilă după o anumită lege. Dacă schimbările şi ajustările ansamblurilor de fund sunt minime şi costurile sunt mai reduse.

Sunt cunoscute trei tipuri de profile care păstrează constantă intensitatea de deviere $i_\alpha = \mathrm{d}\alpha/\mathrm{d}L$, unde α este înclinarea sondei, iar L – lungimea măsurată a sondei, cu diverse variante, în funcţie de parametrii iniţiali impuşi [5]:

1. cu intensitatea de variaţie a azimutului în plan orizontal $i_o = \mathrm{d}\omega / \mathrm{d}a =$ const., unde ω este azimutul sondei şi a – deplasarea orizontală;

2. cu intensitatea de variaţie a azimutului de-a lungul sondei $i_\omega = \mathrm{d}\omega / \mathrm{d}L =$ const. (metoda, uzuală, este cunoscută sub numele de *build-turn*);

3. cu intensitatea de deviere $i = i_\theta = \mathrm{d}\theta / \mathrm{d}L =$ const., unde θ – este unghiul total de deviere.

Primele două tipuri de profile utilizează, în fapt, ecuaţiile propuse pentru stabilirea profilului spaţial al sondelor dirijate: metoda razei de curbură (a elicei), respectiv metoda intensităţilor de deviere constante (v. cap. 3).

Între cele patru intensităţi de deviere de mai sus există relaţiile (v. cap. 1):

$$i = \sqrt{i_\alpha^2 + i_\omega^2 \sin^2 \alpha}\,, \tag{83}$$

$$i = \sqrt{i_\alpha^2 + i_o^2 \sin^4 \alpha}\,, \tag{84}$$

deoarece $i_\omega = i_o \sin\alpha$.

Scriind teorema cosinusurilor în triunghiul sferic cu laturile α_1, α_2 şi θ sub forma:

$$\cos\alpha_2 = \cos\alpha_1 \cos\theta - \sin\alpha_1 \sin\theta \cos\omega_d, \tag{85}$$

rezultă

$$\cos\omega_d = \frac{\cos\alpha_1 \cos\theta - \cos\alpha_2}{\sin\alpha_1 \sin\theta}, \tag{86}$$

unde: α_1 şi α_2 sunt înclinările la capătul unui interval $\Delta L = L_2 - L_1$, iar ω_d – unghiul azimutal dintre direcţia de acţiune a ansamblului de dirijare şi direcţia sondei în punctul iniţial (v. cap. 6).

Pentru variaţii infinitezimale, $\alpha_2 = \alpha_1 + d\alpha$ şi $\theta \rightarrow d\theta$, se admite că $\sin d\alpha \approx d\alpha$, $\cos d\alpha \approx 1$, $\sin d\theta \approx d\theta$ şi $\cos d\theta \approx 1$.

După împărţirea cu dL, relaţia (86) devine:

$$i_\alpha = i\cos\omega_d. \tag{87}$$

Deoarece intensitatea de deviere i_α este constantă pentru toate cele trei tipuri de profile, înclinarea sondei la adâncimea măsurată L:

$$\alpha = \alpha_1 + i_\alpha (L - L_1). \tag{88}$$

În ceea ce priveşte azimutul la adâncimea L

$$\omega = \omega_1 + \int_{L_1}^{L} i_\omega \mathrm{d}L. \tag{89}$$

Pentru primul tip de profil, cu i_o = const.,

$$\omega = \omega_1 + \int_{L_1}^{L} i_o \sin\alpha \mathrm{d}L = \omega_1 + \int_{L_1}^{L} i_o \sin[\alpha_1 + i_\alpha (L - L_1)]\mathrm{d}L = \omega_1 + \frac{i_o}{i_\alpha}(\cos\alpha_1 - \cos\alpha). \tag{90}$$

Pentru al doilea tip de profil, cu i_ω = const., din (89) rezultă imediat:

$$\omega = \omega_1 + i_\omega (L - L_1). \tag{91}$$

La al treilea tip de profil, cu i = const., folosind relaţiile (83) (87)şi (88) în (89), se obţine:

$$\omega = \omega_1 + \int_{L_1}^{L} \frac{\sqrt{i^2 - i_\alpha^2}}{\sin\alpha} \mathrm{d}L = \omega_1 + \frac{\sqrt{i^2 - i_\alpha^2}}{i_\alpha} \ln \frac{\mathrm{tg}\frac{\alpha}{2}}{\mathrm{tg}\frac{\alpha_1}{2}} = \omega_1 + \mathrm{tg}\omega_\mathrm{d} \ln \frac{\mathrm{tg}\frac{\alpha}{2}}{\mathrm{tg}\frac{\alpha_1}{2}}. \qquad (92)$$

Pentru ω_d = const., ecuaţia (92) oferă o corelaţie între ω şi α când i_ω = const.

Cu un sistem de coordonate *N* (nord), *E* (est), *V* (verticala), pentru elemente infinitezimale se pot scrie relaţiile (fig. 15):

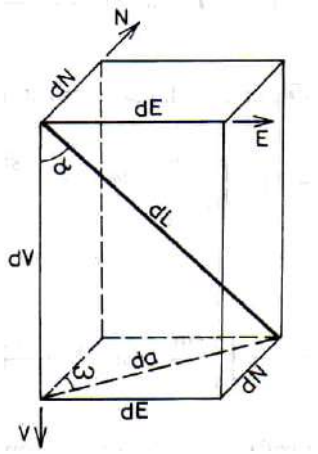

Fig. 15. *Parametrii geometrici ai unei sonde.*

$$\frac{\mathrm{d}N}{\mathrm{d}a} = \cos\omega, \qquad (93)$$

$$\frac{\mathrm{d}E}{\mathrm{d}a} = \sin\omega, \qquad (94)$$

$$\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}L} = \sin\alpha, \qquad (95)$$

$$\frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}L} = \cos\alpha. \qquad (96)$$

Cu *a* s-a notat deplasarea orizontală a sondei.

Combinând ecuaţiile (93) şi (94) cu (95) se obţine:

$$\frac{\mathrm{d}N}{\mathrm{d}L} = \sin\alpha\cos\omega, \qquad (97)$$

$$\frac{\mathrm{d}E}{\mathrm{d}L} = \sin\alpha \sin\omega . \tag{98}$$

Coordonata verticală se calculează similar pentru toate cele trei profile. Din ecuaţia (96) rezultă:

$$V = V_1 + \int_{L_1}^{L} \cos\left[\alpha_1 + i_\alpha \left(L - L_1\right)\right]\mathrm{d}L = V_1 + \frac{\sin\alpha - \sin\alpha_1}{i_\alpha} . \tag{99}$$

Pentru primul tip de profil, cu $i_o = \mathrm{d}\omega/\mathrm{d}a$ = const, din ecuaţia (93):

$$N = N_1 + \int_{a_1}^{a} \cos\omega \mathrm{d}a = N_1 + \int_{\omega_1}^{\omega} \frac{\cos\omega}{i_o}\mathrm{d}\omega = N_1 + \frac{\sin\omega - \sin\omega_1}{i_o} . \tag{100}$$

iar din ecuaţia (94):

$$E = E_1 + \int_{a_1}^{a} \sin\omega \mathrm{d}a = E_1 + \int_{\omega_1}^{\omega} \frac{\sin\omega}{i_o}\mathrm{d}\omega = E_1 - \frac{\cos\omega - \cos\omega_1}{i_o} . \tag{101}$$

Pentru al doilea tip de profil, cu $i_\omega = \mathrm{d}\omega/\mathrm{d}L$ = const., integrând ecuaţiile (97) şi (98) rezultă:

$$N = N_1 + \frac{1}{i_\omega^2 - i_\alpha^2}\left[i_\omega\left(\sin\alpha\sin\omega - \sin\alpha_1\sin\omega_1\right) + i_\alpha\left(\cos\alpha\cos\omega - \cos\alpha_1\cos\omega_1\right)\right], \tag{102}$$

$$E = E_1 + \frac{1}{i_\omega^2 - i_\alpha^2}\left[-i_\omega\left(\sin\alpha\cos\omega - \sin\alpha_1\cos\omega_1\right) + i_\alpha\left(\cos\alpha\sin\omega - \cos\alpha_1\sin\omega_1\right)\right]. \tag{103}$$

Pentru cel de-al treilea tip de profil, cu $i = \mathrm{d}\theta/\mathrm{d}L$ = const., ecuaţiile (97) şi (98) nu pot fi integrate direct şi coordonatele N şi E rămân sub formă integrală:

$$N = N_1 + \int_{L_1}^{L} \sin\alpha\cos\omega \mathrm{d}L , \tag{104}$$

$$E = E_1 + \int_{L_1}^{L} \sin\alpha\sin\omega \mathrm{d}L , \tag{105}$$

ecuaţii în care înclinarea α şi azimutul ω sunt stabilite cu ecuaţiile (88) şi (92).

Cele două ecuaţii (104) şi (105) pot fi rezolvate doar numeric.

Există şi unele metode aproximative care evită integrarea numerică [5]. Se împarte întregul interval proiectat într-un număr de subintervale relativ scurte: 5 – 10 m. Pentru fiecare dintre ele se consideră, de exemplu, o intensitate de deviere medie $\tilde{i}_o$ constantă şi atunci se pot folosi relaţiile stabilite pentru primul profil: (88), (90), (99), (100) şi (101).

Intensitatea de deviere medie în planul orizontal pe subintervalul considerat:

$$\tilde{i}_o = \frac{1}{L_2 - L_1}\int_{L_1}^{L_2} i_o \mathrm{d}L = \frac{1}{L_2 - L_1}\int_{L_1}^{L_2} \frac{\sqrt{i^2 - i_\alpha^2}}{\sin^2\alpha}\mathrm{d}L =$$

$$= \frac{\sqrt{i^2 - i_\alpha^2}}{i_\alpha\left(L_2 - L_1\right)}\left(\mathrm{ctg}\alpha_1 - \mathrm{ctg}\alpha_2\right) = \sqrt{i^2 - i_\alpha^2}\,\frac{\mathrm{ctg}\alpha_1 - \mathrm{ctg}\alpha_2}{\alpha_2 - \alpha_1}. \qquad (106)$$

S-au folosit relaţia (84) pentru exprimarea lui i_o şi relaţia (88).

Similar, se poate accepta intensitatea medie $\tilde{i}_\omega$ = const. pe fiecare subinterval. În acest caz se vor folosi relaţiile stabilite pentru cel de-al doilea tip de profil: (88), (91), (99), (102) şi (103).

Intensitatea de deviere medie

$$\tilde{i}_\omega = \frac{1}{L_2 - L_1}\int_{L_1}^{L_2} i_\omega \mathrm{d}L = \frac{1}{L_2 - L_1}\int_{L_1}^{L_2} \frac{\sqrt{i^2 - i_\alpha^2}}{\sin\alpha}\mathrm{d}L =$$

$$= \frac{\sqrt{i^2 - i_\alpha^2}}{i_\alpha\left(L_2 - L_1\right)}\cdot\left(\ln\mathrm{tg}\frac{\alpha_2}{2} - \ln\mathrm{tg}\frac{\alpha_1}{2}\right) = \sqrt{i^2 - i_\alpha^2}\,\frac{\ln\mathrm{tg}\dfrac{\alpha_2}{2} - \ln\mathrm{tg}\dfrac{\alpha_1}{2}}{\alpha_2 - \alpha_1}. \qquad (107)$$

Pentru exprimarea lui i_ω s-a folosit relaţia (83).

Dacă se rezolvă ecuaţia (92) în raport cu intensitatea de deviere

$$i = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{L_2 - L_1}\sqrt{1 + \left[\frac{\omega_2 - \omega_1}{\ln\mathrm{tg}\dfrac{\alpha_2}{2} - \ln\mathrm{tg}\dfrac{\alpha_1}{2}}\right]^2}. \qquad (108)$$

Formula (108) presupune i_α = const. şi i = const. pe intervalul $\Delta L = L_2 - L_1$, în timp ce formula generală

$$i = \frac{\theta}{\Delta L} = \frac{\arccos\left[\cos\alpha_1\cos\alpha_2 + \sin\alpha_1\sin\alpha_2\cos\left(\omega_2 - \omega_1\right)\right]}{L_2 - L_1}. \qquad (109)$$

oferă o valoare medie (nu presupune nici o formă pentru curba dintre cele două puncte, ci doar că ea nu are discontinuităţi).

Cele două formule, (108) şi (109), oferă rezultate practic identice.

7.2. Profile cu arce de cerc

Acceptând aceeaşi idee, potrivit căreia ansamblurile cu motoare dezaxate, fără rotirea garniturii de foraj, provoacă o intensitate de deviere a găurii de sondă aproximativ constantă (traiectoria constituie un arc de cerc în spaţiu), *Xiushan Liu şi Zaihong Shi* [7] propun un profil format din două arce de cerc separate printr-un segment de dreaptă, profil care trebuie să aibă în punctul final, locaţia ţintei, o direcţie predeterminată (fig. 16). Este de fapt un profil în S spaţial.

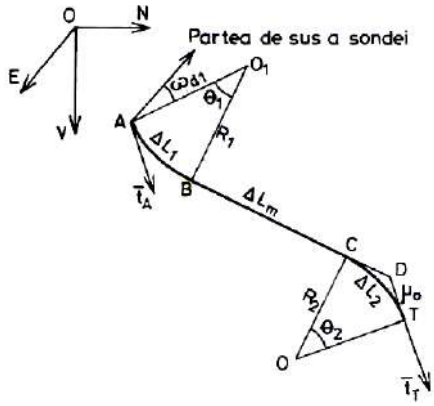

Fig. 16. *Profil spaţial cu două arce de cerc şi un segment de dreaptă.*

Problema constă în rezolvarea unui set de funcţii trigonometrice implicite printr-o tehnică iterativă.

Fie $\bar{t}_A$ – vectorul direcţiei sondei în punctul iniţial *A* şi $\bar{t}_T$ – vectorul direcţiei sondei în punctul *T* (ţinta iniţială).

Se caută un punct *D* pe direcţia vectorului $\bar{t}_T$, în sensul negativ al acestuia, plasat astfel încât să se afle în acelaşi plan cu vectorul $\bar{t}_A$ (arcul *AB*, segmentul de dreaptă *BC* şi punctul *D* să se afle în acelaşi plan).

Dacă se notează cu μ_0 distanţa *DT*, mărime care urmează să fie determinată, coordonatele punctului *D* într-un sistem cartezian *ONEV* sunt:

$$N_D = N_T - \mu_0 \sin\alpha_T \cos\omega_T, \tag{110}$$

$$E_D = E_T - \mu_0 \sin\alpha_T \sin\omega_T, \tag{111}$$

$$V_D = V_T - \mu_0 \cos\alpha_T, \tag{112}$$

unde: N_T, E_T şi V_T sunt coordonatele ţintei (locaţia ei), α_T şi ω_T – înclinarea, respectiv azimutul traseului la atingerea ţintei, toate presupuse cunoscute.

Pentru a descrie planul definit de vectorul $\bar{t}_A$ şi punctul D se consideră un sistem de coordonate $A\,\xi\,\eta\,\zeta$, în care ξ – reprezintă direcţia sondei, η – normala şi ζ – binormala (fig. 17).

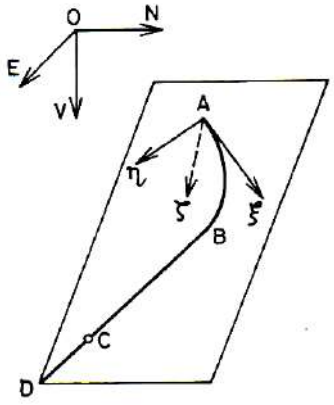

Fig. 17. *Planul înclinat în care se află traseul sondei pe intervalele AB (circular) şi BC (drept).*

Dacă $\bar{a}, \bar{b}$ şi $\bar{c}$ sunt vectorii unitari ai celor trei axe ξ, η şi ζ, ei se pot defini prin cosinuşii directori în sistemul *ONEV:*

$$\begin{aligned} a_N &= \sin\alpha_A \cos\omega_A \\ a_E &= \sin\alpha_A \sin\omega_A \\ a_V &= \cos\alpha_A \end{aligned} \tag{113}$$

$$\begin{aligned} b_N &= c_E a_V - c_V a_E \\ b_E &= c_V a_N - c_N a_V \\ b_V &= c_N a_E - c_E a_N \end{aligned} \tag{114}$$

$$\begin{aligned} c_N &= (a_E d_V - a_V d_E)/\,c \\ c_E &= (a_V d_N - a_N d_V)/\,c \\ c_V &= (a_N d_E - a_E d_N)/\,c \end{aligned} \tag{115}$$

unde:

$$\begin{aligned} d_N &= (N_D - N_A)/\,d \\ d_E &= (E_D - E_A)/\,d \\ d_V &= (V_D - V_A)/\,d \end{aligned} \tag{116}$$

$$d = \sqrt{(N_D - N_A)^2 + (E_D - E_A)^2 + (V_D - V_A)^2}\ , \tag{117}$$

$$c = \sqrt{(a_N d_E - a_E d_N)^2 + (a_V d_N - a_N d_V)^2 + (a_E d_V - a_V d_E)^2}\ . \tag{118}$$

Cu N_A, E_A şi V_A s-au notat coordonatele punctului iniţial *A*.

Pentru a trece de la coordonatele punctului *D* în sistemul cunoscut *ONEV* la coordonatele din sistemul $A\,\xi\,\eta\,\zeta$ se foloseşte relaţia matricială:

$$\begin{vmatrix}\xi_D\\ \eta_D\\ \zeta_D\end{vmatrix} = \begin{vmatrix}a_N & a_E & a_V\\ b_N & b_E & b_V\\ c_N & c_E & c_V\end{vmatrix}\begin{vmatrix}N_D - N_A\\ E_D - E_A\\ V_D - V_A\end{vmatrix} \tag{119}$$

Unghiul la centru al primului interval circular *AB* se calculează cu relaţia:

$$\operatorname{tg}\frac{\theta_1}{2} = \frac{\xi_D - \sqrt{\xi_D^2 + \eta_D^2 - 2R_1\eta_D}}{2R_1 - \eta_D} \qquad \text{dacă } 2R_1 \neq \eta_D. \tag{120}$$

sau cu relaţia

$$\operatorname{tg}\frac{\theta_1}{2} = \frac{\eta_D}{2\xi_D} \qquad \text{dacă } 2R_1 = \eta_D. \tag{121}$$

Cu R_1 s-a notat raza de curbură pe primul interval circular, impusă. Ea trebuie aleasă astfel încât expresia de sub radicalul din relaţia (120) să nu fie negativă. În caz contrar, se modifică R_1 prin ajustarea ansamblului de dirijare.

Înclinarea şi azimutul intervalului drept *BC*, în care direcţia sondei se menţine constantă, se determină cu relaţia:

$$\cos\alpha_m = a_V\cos\theta_1 + b_V\sin\theta_1\,, \tag{122}$$

$$\operatorname{tg}\omega_m = \frac{a_E + b_E\operatorname{tg}\theta_1}{a_N + b_N\operatorname{tg}\theta_1}. \tag{123}$$

Unghiul la centru pe intervalul circular *CT* se calculează cu relaţia

$$\cos\theta_2 = \cos\alpha_m\cos\alpha_T + \sin\alpha_m\sin\alpha_T\cos(\omega_T - \omega_m). \tag{124}$$

În sfârşit, lungimea segmentului liniar *DT* (egal cu *CD*)

$$\mu = R_2 \operatorname{tg} \frac{\theta_2}{2}, \tag{125}$$

unde R_2 este raza celui de-al doilea interval circular, de asemenea impusă.

Dacă nu este îndeplinită condiţia

$$\left|\mu - \mu_0\right| \le \varepsilon, \tag{126}$$

unde ε este o toleranţă admisă, se repetă calculele cu relaţiile (110) – (125) înlocuind pe μ_0 cu μ.

După această procedură iterativă, se stabilesc parametrii traseului propus.

Lungimea celor trei intervale:

$$\Delta L_1 = \frac{\pi}{180} R_1 \theta_1, \tag{127}$$

$$\Delta L_m = \sqrt{\xi_D^2 + \eta_D^2 - 2R_1\eta_D} - \mu, \tag{128}$$

$$\Delta L_2 = \frac{\pi}{180} R_2 \theta_2, \tag{129}$$

unghiurile θ_1 şi θ_2 fiind introduse în grade.

Unghiurile necesare dintre direcţia de acţiune a ansamblului de dirijare şi direcţia sondei la începutul celor două intervale circulare se determină cu relaţiile:

$$\operatorname{tg}\omega_{d1} = \frac{\sin(\omega_m - \omega_A)}{\cos\alpha_A \left[\cos(\omega_m - \omega_A) - \dfrac{\operatorname{tg}\alpha_A}{\operatorname{tg}\alpha_m}\right]}, \tag{130}$$

respectiv

$$\operatorname{tg}\omega_{d2} = \frac{\sin(\omega_T - \omega_m)}{\cos\alpha_m \left[\cos(\omega_T - \omega_m) - \dfrac{\operatorname{tg}\alpha_m}{\operatorname{tg}\alpha_T}\right]}. \tag{131}$$

Pentru a descrie traiectoria proiectată trebuie să se cunoască parametrii ei în orice punct aflat la adâncimea L: coordonatele carteziene N, E, V, înclinarea α, azimutul ω, deplasarea orizontală A şi azimutul acesteia ω_A, intensităţile de deviere i_α şi i_ω.

Coordonatele unui punct aflat pe primul interval circular se calculează cu relaţia matricială:

$$\begin{vmatrix} N-N_A \\ E-E_A \\ V-V_A \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} T_{11} & T_{12} & T_{13} \\ T_{21} & T_{22} & T_{23} \\ T_{31} & T_{32} & T_{33} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} R_1 \sin\theta \\ R_1(1-\cos\theta) \\ 0 \end{vmatrix} \tag{132}$$

cu

$$\begin{aligned} T_{11} &= \sin\alpha_A \cos\omega_A \\ T_{12} &= \cos\alpha_A \cos\omega_A \cos\omega_{1d} - \sin\omega_A \sin\omega_{1d} \\ T_{13} &= -\cos\alpha_A \cos\omega_A \sin\omega_{1d} - \sin\omega_A \cos\omega_{1d} \\ T_{21} &= \sin\alpha_A \sin\omega_A \\ T_{22} &= \cos\alpha_A \sin\omega_A \cos\omega_{1d} + \cos\omega_A \sin\omega_{1d} \\ T_{23} &= -\cos\alpha_A \sin\omega_A \sin\omega_1 + \cos\omega_A \cos\omega_{1d} \\ T_{31} &= \cos\alpha_A \\ T_{32} &= -\sin\alpha_A \cos\omega_{1d} \\ T_{33} &= \sin\alpha_A \sin\omega_{1d} \end{aligned}$$

şi $\theta = \dfrac{180}{\pi}\dfrac{L-L_A}{R_1}$.

Înclinarea şi azimutul sondei în punctul respectiv se determină cu relaţiile:

$$\cos\alpha = T_{31}\cos\theta + T_{32}\sin\theta, \tag{133}$$

$$\operatorname{tg}\omega = \frac{T_{21} + T_{22}\operatorname{tg}\theta}{T_{11} + T_{12}\operatorname{tg}\theta}. \tag{134}$$

Intensităţile de deviere i_α şi i_ω sunt date de expresiile:

$$i_\alpha = \frac{i_1}{\sin\theta}\left(T_{31}\sin\theta - T_{32}\cos\theta\right), \tag{135}$$

$$i_\omega = i_1\left(\frac{\cos\omega}{\cos\theta}\right)^2 \frac{T_{22} - T_{12}\operatorname{tg}\omega}{T_{11} + T_{12}\operatorname{tg}\theta} \tag{136}$$

cu i_1 – intensitatea de deviere pe primul interval circular.

Valorile calculate cu relaţiile (135) şi (136) trebuie să verifice egalitatea (83).

Intensitatea de deviere i_α este considerată negativă când înclinarea sondei scade, iar i_ω când azimutul scade.

Pe intervalul drept *BC*, coordonatele unui punct aflat la adâncimea *L*:

$$N = N_B + (L - L_B)\sin\alpha_m \cos\omega_m, \tag{137}$$

$$E = E_B + (L - L_B)\sin\alpha_m \sin\omega_m, \tag{138}$$

$$V = V_B + (L - L_B)\cos\alpha_m. \tag{139}$$

Pe cel de-al doilea interval circular *CT* se aplică aceleaşi formule (132) – (136) înlocuind indicii *A* cu *C* şi 1 cu 2.

Exemplul 6. Drena unei sonde orizontale are la capetele ei, T_1 şi T_2, următoarele coordonate, stabilite faţă de gura sondei: $N_1 = -25$ m, $E_1 = 510$ m, $V_1 = 2253$ m, respectiv $N_2 = 40$ m, $E_2 = 815$ m, $V_2 = 2285$ m. Sonda va fi forată vertical până la 1660 m, apoi va fi dirijată astfel încât să atingă drena tangent în punctul T_1.

Să se stabilească traseul sondei pe porţiunea dirijată cu două intervale circulare şi unul intermediar rectiliniu. Pe cele două intervale circulare se admit următoarele intensităţi de deviere: $i_1 = 1^o/10$ m, respectiv $i_2 = 1{,}5^o/10$ m.

Soluţie. Folosind coordonatele celor două puncte de la capetele drenei se determină:

– lungimea drenei

$$l_{dr} = \sqrt{(40+25)^2 + (815-510)^2 + (2285-2253)^2} = 313{,}49 \text{ m},$$

– înclinarea drenei

$$\operatorname{arctg}\alpha_{dr} = \frac{\sqrt{(40+25)^2 + (815-510)^2}}{2285-2253} = 84{,}14^o,$$

– orientarea drenei

$$\operatorname{arctg}\omega_{dr} = \frac{815-510}{40+25} = 77{,}97^o.$$

Razele de curbură pe cele două intervale circulare: $R_1 = 572{,}96$ m, $R_2 = 381{,}97$ m.

În punctul de iniţiere a dirijării, notat cu *A*, înclinarea $\alpha_A = 0$ şi azimutul, nedeterminat, ω_A.

Pentru simplificarea calculelor se iau: $N_A = 0$, $E_A = 0$ şi $V_A = 0$. În acest caz, ţinta iniţială T_1, are coordonatele $N_1 = -25$ m, $E_1 = 510$ m şi $V_1 = 2253 - 1660 = 593$ m.

Se presupune că $\mu_0 = DT = 100$ m.

Coordonatele punctului *D* (v. fig. 16) se determină cu relaţiile (110) – (112):

$$N_D = -84{,}14\cos 77{,}97^o = -45{,}73 \text{ m},$$
$$E_D = 510 - 100\sin 84{,}14^o \sin 77{,}97^o = 412{,}71 \text{ m},$$
$$V_D = 593 - 100\cos 84{,}14^o = 582{,}79 \text{ m}.$$

Cosinuşii directori ai vectorilor $\bar{a}$, $\bar{b}$, $\bar{c}$ se calculează cu relaţiile (113) – (118):

$$a_N = \sin 0^o \cos\omega_A = 0,$$
$$a_E = \sin 0^o \sin\omega_A = 0,$$
$$a_V = \cos 0^o = 1;$$

$$b_N = -0,1101 \cdot 1 - 0 \cdot 0 = -0,1101,$$
$$b_E = 1 \cdot 0 + 0,9940 \cdot 1 = 0,9940,$$
$$b_V = -0,9940 \cdot 0 + 0,1101 \cdot 0 = 0;$$

$$c_N = (0 \cdot 0,8144 - 1 \cdot 0,5767)/0,5802 = -0,9940,$$
$$c_E = (-1 \cdot 0,0639 - 0 \cdot 0,8144)/0,5802 = -0,1101,$$
$$c_V = (0 \cdot 0,5767 + 0 \cdot 0,0639)/0,5802 = 0;$$

unde

$$d_N = -45,73/715,59 = -0,0639,$$
$$d_E = 412,71/715,59 = 0,5767,$$
$$d_V = 582,79/715,59 = 0,8144;$$

$$d = \sqrt{(-45,73-0)^2 + (412,71-0)^2 + (582,79-0)^2} = 715,59 \text{ m}$$

$$c = \sqrt{(0-0)^2 + (-1 \cdot 0,0639 - 0)^2 + (0 - 1 \cdot 0,5767)^2} = 0,5802.$$

Din ecuaţia matricială

$$\begin{vmatrix} \xi_D \\ \eta_D \\ \zeta_D \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0 & 0 & 1 \\ -0,1101 & 0,9940 & 0 \\ -0,9940 & -0,1101 & 0 \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} -45,73 \\ 412,71 \\ 582,79 \end{vmatrix}$$

rezultă: $\xi_D = 582,79$ m, $\eta_D = 415,27$ m, $\zeta_D = 90,89$ m.

Unghiul la centru al primului interval circular

$$\theta_1 = 2\text{arctg}\frac{582,79 - \sqrt{582,79^2 + 415,27^2 - 2 \cdot 572,96 \cdot 415,27}}{2 \cdot 572,96 - 415,27} = 56,48^o$$

Pe intervalul rectiliniu unghiul de înclinare

$$\alpha_m = \arccos(1 \cdot \cos 56,48^o + 0 \cdot \sin 56,48^o) = 56,48^o,$$

iar azimutul

$$\omega_m = \text{arctg}\frac{0 + 0,9940\text{tg}56,48^o}{0 - 0,1101\text{tg}56,48^o} = 83,68^o.$$

Aceasta din urmă coincide cu orientarea sondei pe primul interval circular (ω_A).

Unghiul la centru pe cel de-al doilea interval circular

$\theta_2 = \arccos[\cos 56{,}48^o \cos 84{,}14^o + \sin 56{,}48^o \sin 84{,}14^o \cos(77{,}97^o - 83{,}68^o)] = 28{,}16^o.$

Cu aceasta, lungimea intervalului liniar *CD* (v. fig. 16)

$$\mu = 381{,}97 \operatorname{tg} \frac{28{,}16^o}{2} = 95{,}80 \text{ m}.$$

Valoarea calculată nu coincide cu cea iniţial admisă: 100 m.

Se repetă calculele cu $\mu_0 = \mu = 95{,}80$ m.

După mai multe iteraţii se găseşte $\mu_0 = 92{,}77$ m. Cu ultima valoare se calculează: $\theta_1 = 57{,}42^o$, $\theta_2 = 27{,}30^o$, $\alpha_m = 57{,}42^o$, $\omega_m = 83{,}98^o$, $\xi_D = 583{,}53$ m şi $\eta_D = 422{,}07$ m.

Pe primele două subintervale, orientarea este $83{,}98^o$; pe ultimul scade treptat până la $77{,}97^o$.

Unghiurile de acţiune a ansamblurilor de dirijare pe cele două intervale circulare se determină cu relaţiile (130) şi (131):

$$\omega_{d1} = \operatorname{arctg} \frac{\sin(83{,}98^o - 83{,}98^o)}{\cos 0 \left[\cos(83{,}98^o - 83{,}98^o) - \dfrac{\operatorname{tg} 0}{\operatorname{tg} 57{,}42^o} \right]} = 0,$$

$$\omega_{d2} = \operatorname{arctg} \frac{\sin(77{,}97^o - 83{,}98^o)}{\cos 57{,}42^o \left[\cos(77{,}97^o - 83{,}98^o) - \dfrac{\operatorname{tg} 57{,}42^o}{\operatorname{tg} 84{,}14^o} \right]} = -13{,}13^o.$$

Pe primul interval circular, dispozitivul de dirijare va fi orientat pe direcţia $\omega_A = \omega_m = 83{,}98^o$, iar pe cel de-al doilea spre stânga faţă de direcţia sondei la începutul intervalului cu $13{,}13^o$, adică pe direcţia $83{,}98^o - 13{,}13^o = 70{,}85^o$ cu direcţia nordului.

Lungimea celor trei intervale:

$$\Delta L_1 = \frac{\pi}{180} 572{,}96 \cdot 57{,}42 = 574{,}20 \text{ m},$$

$$\Delta L_m = \sqrt{583{,}53^2 + 422{,}07^2 - 2 \cdot 572{,}96 \cdot 422{,}07} - 92{,}77 = 94{,}29 \text{ m},$$

$$\Delta L_2 = \frac{\pi}{180} 381{,}97 \cdot 27{,}30 = 182{,}00 \text{ m}.$$

Lungimea totală a sondei

$$L = 1660 + 574{,}20 + 94{,}29 + 182{,}00 + 313{,}49 = 2823{,}98 \approx 2824 \text{ m}.$$

Într-o variantă numită *Aliniere optimă*, pe lângă cele două curburi şi adâncimea de iniţiere a dirijării, se impune lungimea intervalului liniar intermediar şi adâncimile verticale la capetele lui. Pentru intervalul final se impune doar direcţia lui. Metoda este recomandabilă pentru sonde cu intervalul final orizontal [21]

Există şi metode de stabilire a unor profile spaţiale capabile să atingă mai multe ţinte.

Profilele obţinute printr-o metodă sau alta sunt optimizate, modificând parametrii iniţiali, aşa fel ca forţele axiale şi momentele de rotire să fie cât mai mici, riscul de coliziune cu sondele vecine să fie minim, sonda să fie cât mai netedă.

8. Ţintele sondelor

Când se proiectează o sondă, trebuie precizat în primul rând obiectivul ei: o structură geologică în cazul unei sonde de cercetare, o zonă dintr-un zăcământ aflat în exploatare ori care urmează să fie pus în exploatare, o sondă scăpată de sub control etc. De obicei, obiectivul este definit printr-o ţintă, sau mai multe.

O ţintă este reprezentată printr-un domeniu geometric definit în plan ori spaţial în jurul unui punct preferenţial, nu neapărat centrat, care constituie *locaţia ţintei.* Acest punct este precizat prin coordonatele lui, absolute (geografice, latitudine/longitudine, ori carteziene măsurate faţă de ecuator şi faţă de un meridian de referinţă[1], şi adâncimea) sau relative, faţă de gura sondei. Coordonatele acesteia din urmă pot fi, de asemenea, absolute sau relative, în raport cu un punct de referinţă, eventual punctul central al platformei marine de pe care se forează sondele. Adâncimea se măsoară fie de la masa rotativă, fie de la nivelul solului, fie de la nivelul mediu al mării. Coordonatele relative ale locaţiei *T* pot fi polare, deplasarea *A* şi azimutul ω_T (fig. 18).

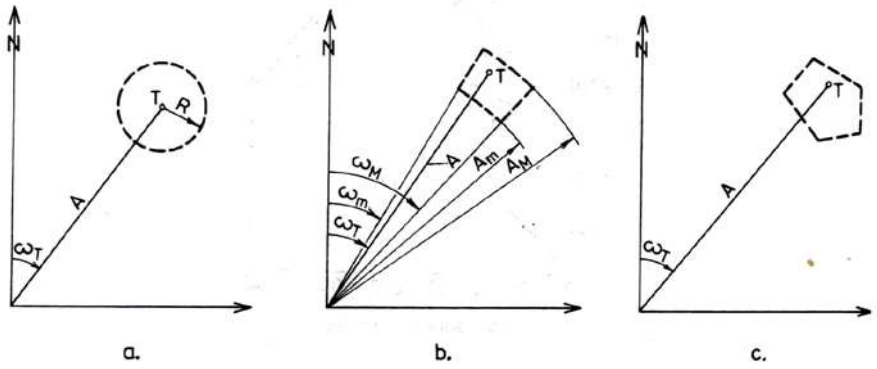

Fig. 18. *Ţinte definite în plan orizontal:*
a – cerc; b – sector circular; c – poligon oarecare.

Pentru sonde verticale şi direcţionale, ţinta se defineşte de regulă în planul orizontal şi poate fi un punct, un cerc, un sector circular, o elipsă, un pătrat, un dreptunghi sau orice alt poligon (fig. 18). Forma, mărimea şi orientarea lor sunt determinate de condiţiile concrete, dar şi de posibilităţile de calcul, de softurile disponibile.

[1]În România, conform sistemului oficial STEREO 70, coordonatele absolute se măsoară faţă de un punct aflat la intersecţia meridianului 25° cu paralela 46°; el are coordonatele false 500 000 m şi 500 000 m, pentru ca în orice loc din România coordonatele să fie pozitive (v. cap. 2).

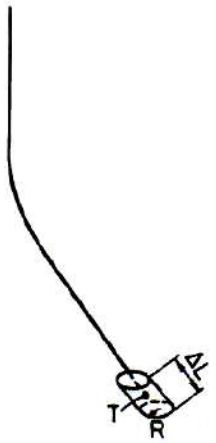

Fig. 19. *Ţintă definită în spaţiu.*

Ţintele plane sunt extinse în spaţiu prin atribuirea unei anumite grosimi, dependentă de grosimea stratelor urmărite, de adâncimea de traversare a lor (fig. 19). Ţintele pot fi înclinate faţă de planul orizontal şi rotite azimutal, după înclinarea şi azimutul stratelor traversate.

Mărimea ţintelor trebuie să ţină seama de condiţiile geologice şi cele de exploatare concrete, dar şi de posibilităţile tehnice şi tehnologice de foraj şi de dirijare, de tipul şi precizia aparaturii folosite pentru măsurătorile de deviere, de frecvenţa acestora şi numărul punctelor de măsurare, de posibilităţile de control existente, de prezenţa altor sonde învecinate – cu care ar putea intra în coliziune sau interferenţă –, de experienţa operatorilor de dirijare ş.a. Ele sunt rezultatul unei conlucrări între geologi, inginerii de zăcământ, geofizicieni, inginerii de foraj şi operatorii care dirijează sonda.

Dacă ţintele admise sunt prea mari pot apare numeroase probleme: dificultăţi în timpul forajului, deformarea schemei de exploatare, coliziunea sondelor forate de pe aceeaşi platformă, inundarea prematură sau creşterea raţiei gaze-ţiţei, scăderea productivităţii sondei şi chiar ratarea obiectivului. Dimpotrivă, când ţintele impuse sunt prea mici, traseul se realizează cu cheltuieli financiare şi de timp mai mari: sunt necesare măsurători de deviere mai dese, cu aparatură mai precisă, dar mai scumpă, marşuri de corectare şi, uneori, chiar resăparea sondei pe un anumit interval. Evident, pe măsură ce tehnologiile de foraj şi de dirijare se perfecţionează, ţintele pot fi micşorate.

Pentru sondele de cercetare geologică forate vertical, de regulă nu se impun restricţii de deviere. Dacă se cunoaşte traseul spaţial al sondei, pot fi stabilite fără dificultate adâncimea, grosimea şi înclinarea stratelor. Totuşi, înclinările mari faţă de verticală, peste 6 – 7º, şi tortuozitatea găurii de sondă pot crea probleme în timpul forajului, la rezolvarea unor avarii, la introducerea coloanelor de burlane, iar la sondele adânci scad şansele de atingere a adâncimii finale.

La sondele de exploatare – verticale, direcţionale sau orizontale – , mărimea ţintelor este impusă de condiţiile geologice şi cele de exploatare, dar ele trebuie să fie în concordanţă cu posibilităţile de realizare.

Pentru a stabili dimensiunile ţintei în plan orizontal se iau în considerare mai mulţi factori: adâncimea, prezenţa altor sonde, dimensiunile reţelei de exploatare, tipul zăcământului, distanţa faţă de limitele apă-ţiţei şi gaze-ţiţei, prezenţa unor falii. La sonde mai adânci se admit ţinte mai mari decât la cele mai puţin adânci. Se consideră, în general, că abateri până la 10% din latura reţelei de sonde pe un zăcământ nu afectează semnificativ schema de exploatare. În vecinătatea conturului zăcământului, a limitelor gaze-ţiţei şi apă-ţiţei, a unei falii, atunci când este posibilă îndesirea sondelor, extinderea ţintei în direcţiile respective faţă de locaţia ei va fi mai redusă. Când posibilităţile de menţinere a direcţiei sondei sunt mai uşoare (strate de platformă) se acceptă ţinte mai mici decât atunci când condiţiile sunt mai dificile (strate înclinate, cu tendinţă severă de deviere). Ţinte reduse se impun şi la forajul sondelor de salvare, în cazul sondelor cu rază mică de curbură, a celor multilaterale. Când se folosesc sisteme de măsurare a devierii în timpul forajului (MWD), sisteme de carotaj în timpul forajului (LWD) şi mai ales dirijarea geologică, dimensiunile ţintelor pot fi mai reduse decât atunci când se fac doar măsurători de deviere periodice.

Când ţinta are forma unui cerc, raza lui este de ordinul 10 – 30 m, crescătoare cu adâncimea. La ţinte sub forma unui sector circular se admit anumite abateri ale deplasării laterale, 5 – 15 m, şi ale azimutului, 2 – 10°. Forma şi dimensiunile ţintelor poligonale sunt determinate de distanţele faţă de alte sonde, prezenţa unor falii, contactul apă-ţiţei.

Uneori, sunt urmărite mai multe ţinte de-a lungul sondei, de obicei intrarea şi ieşirea dintr-un complex productiv (fig. 20). Există şi situaţii când ţintele nu sunt dispuse pe aceeaşi direcţie, sondele fiind spaţiale (fig. 21).

La sonde orizontale ţinta constituie un coridor de-a lungul drenei orizontale, căruia i se stabilesc lăţimea Δl şi înălţimea Δh (fig. 22). Dacă stratul productiv este subţire ori limitele gaze-ţiţei sau apă-ţiţei sunt apropiate, înălţimea acestui coridor este relativ mică, câţiva metri, iar distanţele Δh_1 şi Δh_2 pot fi inegale.

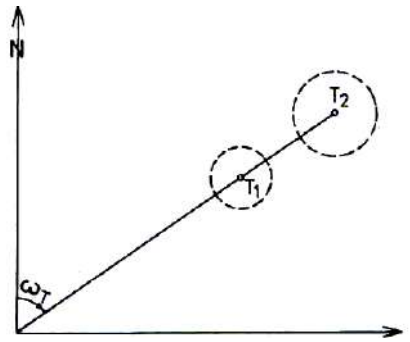

Fig. 20. *O sondă cu două ţinte.*

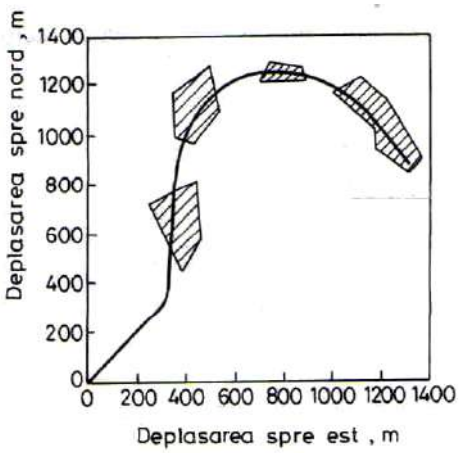

Fig. 21. *O sondă cu patru ţinte, aflate pe direcţii diferite.*

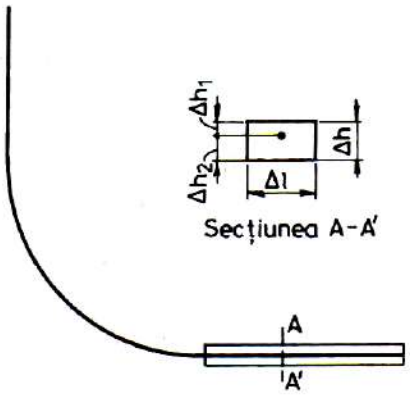

Fig. 22. *Forma ţintei pentru o drenă orizontală.*

În timpul forajului, traseul sondei se supraveghează continuu, prin măsurători de deviere periodice sau continuie, în sistem MWD, pentru ca ţinta respectivă să poată fi atinsă.

9. Prevenirea coliziunii sondelor

Atunci când de pe una sau mai multe platforme de foraj apropiate – amenajate pe uscat ori amplasate în largul mării – se forează un număr mare de sonde dirijate, există pericolul ca ele să se întâlnească, creând grave probleme. Situaţia poate avea loc şi atunci când este nevoie să se dubleze sau să se ocolească unele sonde abandonate ori care exploatează alt obiectiv, aflat deasupra, dedesubt ori lateral faţă de zăcământul ce urmează să fie pus în valoare.

Coliziunea poate fi evitată prin alegerea locului de amplasare şi orientarea platformelor de foraj, prin modul cum sunt împerecheate sloturile cu ţintele, dar şi prin stabilirea traseului sondelor proiectate pentru a atinge ţintele desemnate de inginerul de zăcământ. În timpul forajului, coliziunea este prevenită dacă sondele sunt dirijate pe trasee cât mai apropiate de cele proiectate.

9.1. Amplasarea şi orientarea platformelor de foraj

În principiu, o platformă se localizează astfel încât toate ţintele preconizate să fie atinse cât mai uşor, cu mijloacele disponibile, cu costuri minime şi fără pericol de interferenţă a sondelor. Poziţia ideală este cea centrată deasupra zăcământului care urmează să fie exploatat (fig. 23, *a*). Din această poziţie, sondele vor avea lungimea totală cea mai mică, iar traseele necesare vor fi cele mai simple. Cheltuielile vor fi reduse, iar riscul de coliziune a sondelor minim.

Există însă situaţii când platformele de foraj trebuie amplasate lateral şi sondele sunt dirijate în aceeaşi direcţie (fig. 23, *b*). Traseul lor este mai lung, profilele mai complicate, costurile mai ridicate, iar pericolul de coliziune este mai mare.

Asemenea situaţii se întâlnesc în cazul zăcămintelor aflate parţial sau în întregime sub apa mării în apropierea ţărmului. Ele se exploatează adeseori de pe ţărm, fie din motive de protecţie a mediului marin, fie pentru a nu afecta circulaţia vaselor, fie pentru că apa mării este prea adâncă.

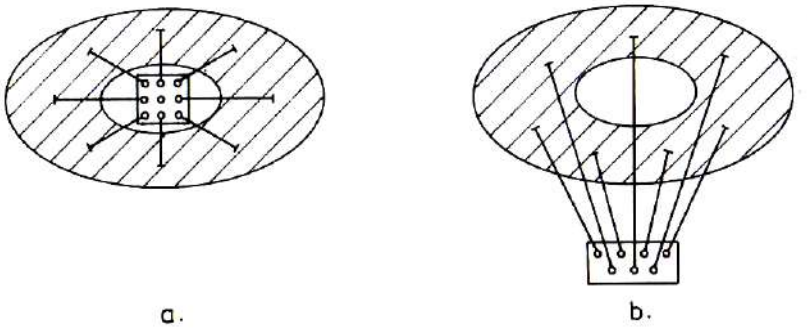

Fig. 23. *Poziţia platformelor faţă de zăcământul exploatat:*
a – centrată; b – laterală.

Situaţia poate fi întâlnită şi atunci când se construiesc insule artificiale, în ape puţin adânci, dar şi pe uscat, pe terenuri mlăştinoase, instabile sau accidentate, în delta unor fluvii, în zone construite sau inaccesibile, în cazul unor platforme avariate, al unor extinderi.

Când zăcământul are o lungime mare în raport cu lăţimea şi platforma este amplasată lateral, sloturile (gura sondelor) se dispun în două şiruri orientate paralel cu axa mare a zăcământului.

9.2. Planificarea şi urmărirea traseelor sondelor

Concomitent cu localizarea platformei se planifică şi sondele dirijate, astfel încât toate ţintele geologice să poată fi atinse cât mai uşor şi cu riscuri de coliziune minime. Pot exista situaţii când sondele trebuie replanificate şi ordinea de atribuire a sloturilor schimbată, de exemplu când platforma nu poate fi amplasată în poziţia dorită şi dispoziţia sloturilor este modificată.

Este bine ca platforma să aibă şi sloturi de rezervă. Dacă traiectoriile sondelor forate diferă semnificativ de cele proiectate, pentru a corecta schema de exploatare, este necesar să se foreze sonde suplimentare. Pot apărea şi ţinte noi, neplanificate. Se descoperă, de exemplu, o extindere a zăcământului exploatat sau chiar unul nou şi nu este economic sau nu este posibil să se amplaseze o platformă nouă. Forajul sondelor multiple permite să se reducă numărul de sloturi şi să se micşoreze aglomeraţia din apropierea suprafeţei (v. cap. 13).

Un rol important îl joacă verticalitatea conductorilor. Dacă unul dintre ei este uşor înclinat, în altă direcţie decât cea în care trebuie dirijată sonda, aceasta avansează într-o direcţie nedorită. Sonda va trebui, ulterior, readusă la verticală ori întoarsă azimutal. Ambele situaţii sunt neplăcute pentru că necesită marşuri suplimentare, cu ansambluri de fund diferite, şi prezenţa echipamentelor de dirijare. Costurile se măresc, iar viteza de lucru scade.

Atunci când se forează un număr mare de sonde de pe acelaşi amplasament sau de pe o platformă marină, riscul de coliziune a sondelor este mai mare în apropiere de suprafaţă. În afară de locul de amplasare şi de orientarea platformei, este bine să fie respectate câteva reguli generale [6].

Fiecărei ţinte i se atribuie un slot de pe platformă. Locaţiile sondelor cu înclinări mai mari se plasează spre exterior, iar cele cu înclinări mai mici spre interior. Adâncimile la care se iniţiază dirijarea trebuie să fie diferite, mai mici la sondele forate spre exteriorul platformei. Acestea se vor săpa primele, ultimele fiind sondele apropiate de verticală, din centrul platformei. Când există deja coloane de burlane tubate, măsurătorile de deviere se realizează cu giroscopul şi la intervale cât mai mici, eventual se dublează. Dacă în sondele vecine nu există măsurători satisfăcătoare, ele se repetă. În timpul forajului, pe intervalele cu risc de coliziune, se urmăresc cu atenţie parametrii de foraj: momentul de antrenare, sarcina la cârlig, presiunea de pompare.

9.3. Poziţia relativă a sondelor

Când sunt forate mai multe sonde în apropiere unele faţă de altele, pe aceeaşi structură geologică, eventual de pe aceeaşi platformă, poziţia lor relativă se pune în evidenţă prin diverse reprezentări grafice, plane ori spaţiale. Dacă sunt proiectate în plan orizontal împreună se obţine o *reprezentare păianjen*. Sondele pot fi proiectate şi pe diverse plane verticale. Modificând continuu azimutul planului vertical pe care ele sunt proiectate, sondele pot fi rotite în spaţiu. Dar nici una dintre aceste reprezentări nu permite să se evalueze riscul real de coliziune.

Există trei metode standard de analiză a proximităţii între o sondă de referinţă şi una sau mai multe sonde vecine (fig. 24):

– prin calculul celei mai mici distanţe în 3D;

– cu plane normale pe sonda de referinţă;

– cu plane orizontale.

Sonda de referinţă este o sondă planificată, o sondă aflată în foraj sau una măsurată. Punctele din care se stabileşte distanţa faţă de sondele vecine pot fi punctele de măsurare a devierii sau unele impuse.

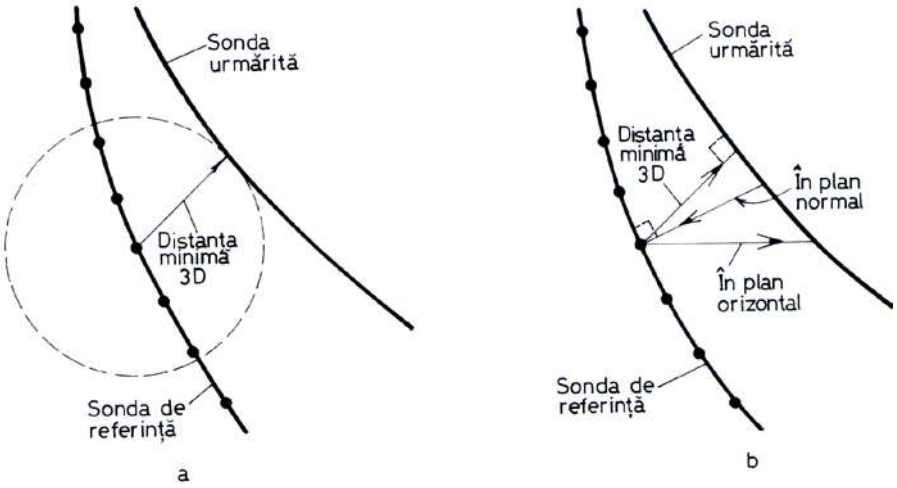

Fig. 24. *Principiul metodelor de analiză a proximităţii:*
a – metoda distanţei minime 3D; b – cele trei metode comparate.

La prima metodă se calculează distanţa dintr-un punct de pe sonda de referinţă până la cel mai apropiat punct de pe sonda vecină, urmărită. Se poate imagina o sferă expandabilă cu centrul în punctul considerat care atinge sonda vecină şi a cărei rază în punctul de tangenţă este distanţa minimă (fig. 24, *a*). Raza respectivă este perpendiculară pe tangenta la traiectoria sondei vecine în punctul de tangenţă.

Cu metoda planelor normale se calculeză distanţa dintre sonda urmărită şi cea de referinţă în plane perpendiculare pe aceasta din urmă. Punctele de calcul se iau pe sonda vecină, de-a lungul ei, pentru a fi siguri că tot traseul ei este scanat. Se caută punctele de pe sonda de referinţă unde aceasta este intersectată de planele respective. Metoda nu permite de exemplu să se detecteze o sondă care trece pe la capătul celei de referinţă.

Cu metoda planelor orizontale se calculează distanţa dintre sonda de referinţă şi cea vecină în plane orizontale duse în punctele alese de-a lungul celei dintâi. Metoda nu se recomandă la sonde cu înclinări mari şi la cele orizontale.

Fiecare metodă are avantaje şi slăbiciuni [4]. Ele oferă rezultate diferite.

În toate variantele, distanţa calculată poate fi orientată în raport cu nordul magnetic sau cu faţa de sus a sondei.

Se poate imagina un cilindru a cărui rază este distanţa calculată, cilindru care-şi modifică permanent raza pe măsură ce sonda de referinţă este scanată, de unde denumirea de *metoda cilindrului mobil*. Ilustrarea grafică a cilindrului mobil constituie o reprezentare polară centrată permanent pe sonda de referinţă, indiferent de forma ei spaţială (fig. 25). Pe această reprezentare sunt figurate intersecţiile sondelor vecine cu planele selectate (normale, orizontale). Distanţa radială a punctelor figurate indică depărtarea dintre sonda de referinţă, rămasă mereu în centrul diagramei, şi sonda vecină. Unind punctele între ele se vizualizează traseul sondei vecine în raport cu cel al sondei de referinţă. În dreptul punctelor sunt trecute adâncimile măsurate de-a lungul sondei urmărite. Dacă cele două sonde sunt paralele, punctele de intersecţie se suprapun.

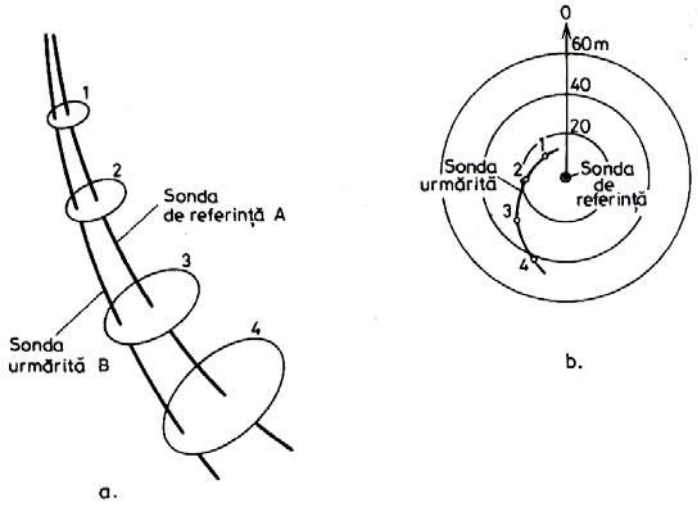

Fig. 25. *Diagrama cilindrului mobil obţinută cu plane normale:*
a – în spaţiu; b – în plan.

Cilindrul mobil serveşte ca un instrument de proiectare cu care se încearcă diverse traiectorii şi se alege cea mai potrivită. În timpul forajului, traiectoria sondei poate fi extrapolată pentru a evita apropierea periculoasă de alte sonde.

Dintre cele trei metode, cea a planelor normale pe sonda de referinţă nu distorsionează cilindrul mobil şi permite să se determine poziţia reală a sondelor din jurul celei de referinţă. De aceea, metoda respectivă este numită adesea chiar metoda cilindrului mobil şi este discutată în continuare [18, 19].

Pentru ilustrare, să considerăm situaţia din figura 26, unde o sondă A va fi forată pe o direcţie cu azimutul de 120^{o}, direcţie marcată cu o săgeată [19]. Poziţia ei planificată, luată ca referinţă rămâne mereu în centrul diagramei, la toate adâncimile. Punctele figurate de-a lungul traseului A arată că sonda reală se îndepărtează rapid de la traseul planificat, spre stânga faţă de aceasta.

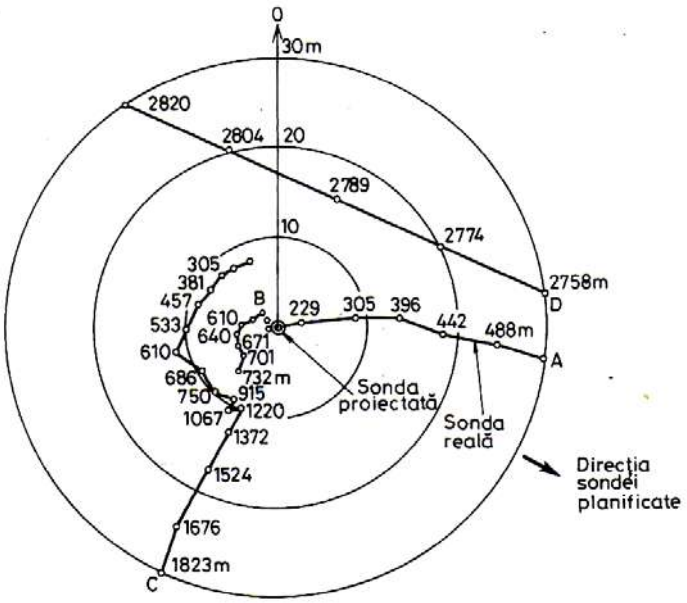

Fig. 26. *Exemplu de reprezentare a sondelor cu cilindrul mobil.*

Sonda vecină C s-a aflat iniţial la stânga celei proiectate, apoi s-a rotit spre dreapta şi începând de la circa 1220 m a început să se îndepărteze rapid. Aglomeraţia punctelor între 915 şi 1220 m indică faptul că traiectoria sondei C este aproape paralelă cu cea a sondei planificate A.

Sonda B aflată în foraj, cu talpa la 732 m, se apropie periculos de sonda existentă C: distanţa între cele două a scăzut sub 4 m. Traseul sondei B trebuie corectat, altminteri la 800 – 850 m poate avea loc o coliziune.

Sonda D se află la stânga celei proiectate. Distanţa relativ mare între puncte, comparativ cu a celor de pe traseul C, indică un unghi de convergenţă ascuţit între cele două sonde.

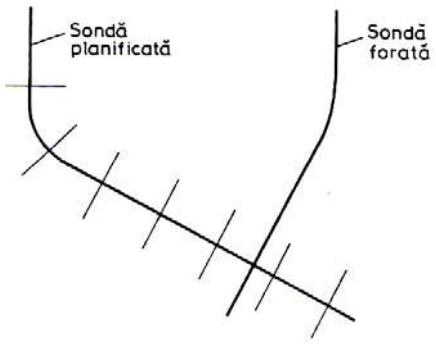

Fig. 27. *Convergenţa perpendiculară a două sonde.*

Când două sonde se apropie una de alta în unghi drept, metoda planelor normale, indiferent pe care din sonde sunt duse, întâmpină unele dificultăţi (fig. 27).

Deşi există metode analitice pentru aplicarea celor trei metode, este utilă prezentarea unei proceduri de construire a cilindrului mobil pe cale grafică.

Sunt disponibile proiecţia din planul vertical ce conţine gura şi ţinta sondei de referinţă (planificate) şi cea din planul orizontal (fig. 28, *a*, respectiv *b*).

Fie *Q* un punct al sondei urmărite, aflat la o anumită adâncime măsurată, figurat pe cele două grafice.

1. Se coboară o perpendiculară din punctul *Q* pe direcţia sondei de referinţă. Fie *P* punctul de intersecţie. Distanţa *PQ* reprezintă coordonata *x* a punctului *Q* pe direcţia azimutală a sondei în punctul *P*.

2. Se localizează punctul *P,* prin interpolare, pe proiecţia orizontală a sondei de referinţă.

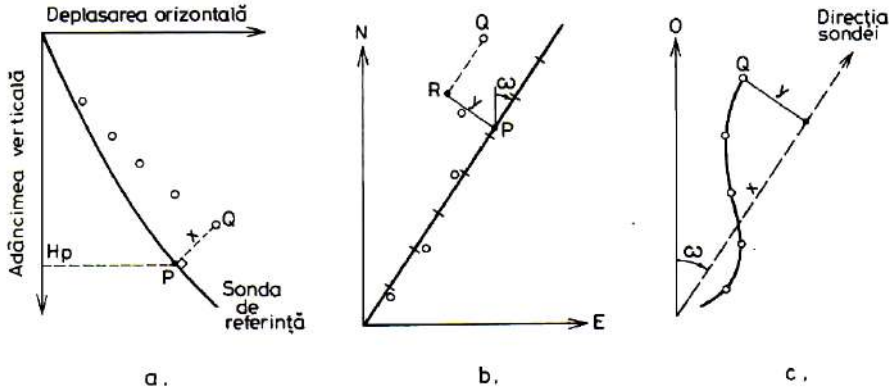

Fig. 28. *Construcţia grafică a cilindrului mobil:*
a – proiecţia verticală a sondelor; b – proiecţia orizontală a sondelor;
c – figurarea unui punct pe cilindrul mobil.

3. Se estimează azimutul punctului *P* (când proiecţia orizontală a sondei nu este o dreaptă, el nu coincide cu cel al ţintei).

4. Se trasează prin punctul *Q*, în figura 28, *b*, o linie paralelă cu direcţia sondei în punctul *P*.

5. Se măsoară distanţa $y = PR$ din punctul *P* la linia respectivă.

6. Se trasează direcţia sondei pe diagrama cilindrului mobil (fig. 28, *c*).

7. Se figurează pe această diagramă punctul de coordonate (x,y) cu x pozitiv în direcţia de deviere a sondei şi cu y în stânga sau în dreapta după cum indică vederea în planul orizontal.

Se repetă procedura pentru diverse puncte ale sondei urmărite, eventual punctele de măsurare a devierii.

Exemplul 7. În figura 29 sunt prezentate profilele unei sonde orizontale din punctele de iniţiere a dirijării până la adâncimea finală: cu linie punctată sonda proiectată, iar cu linie plină sonda realizată. Figura 30 prezintă aceeaşi sondă în proiecţie orizontală.

Să se întocmească diagrama cilindrului mobil pentru sonda realizată considerând sonda proiectată în centrul diagramei.

Soluţie. Fie, de exemplu, un punct de-a lungul sondei realizate, cel de la adâncimea măsurată de 2216 m.

Pe figura 29 se citeşte distanţa din punctul respectiv până la sonda realizată: $x \approx 48$ m.

De pe figura 29, din acelaşi punct corespunzător adâncimii de 2216 m, se citeşte distanţa pe orizontală faţă de sonda proiectată: $y \approx 78$ m.

Pe diagrama din figura 31 se măsoară coordonata $x = 48$ m de-a lungul direcţiei diagonale cu azimutul 75^o – orientarea sondei proiectate – în sensul negativ al acesteia, pentru că la 2216 m sonda a deviat faţă de traseul proiectat în sensul opus ţintei.

Perpendicular pe direcţia cu azimutul 75^o se fixează coordonata $y = 78$ m orientată în jos deoarece, potrivit figurii 30, sonda deviază spre dreapta faţă de direcţia proiectată.

Cele două coordonate, x şi y, fixează punctul de pe diagramă corespunzător adâncimii de 2216 m. Distanţa acestui punct faţă de centrul diagramei, citită pe diagramă, este de circa 92 m.

Similar se fixează şi celelalte puncte, corespunzătoare staţiilor de măsurare a devierii. Unind punctele se obţine „traseul" sondei realizate în raport cu cea proiectată.

La 1663 m – adâncimea unde trebuia să înceapă dirijarea, conform profilului proiectat – sonda forată este deja uşor deviată în direcţia ţintei. La 1846 m, sonda este deviată cu circa 45 m în direcţia ţintei, apoi ea revine spre traseul planificat.

La circa 2040 m, profilele verticale ale celor două sonde se intersectează, dar sonda forată este cu circa 20 m deplasată spre dreapta faţă de direcţia preconizată.

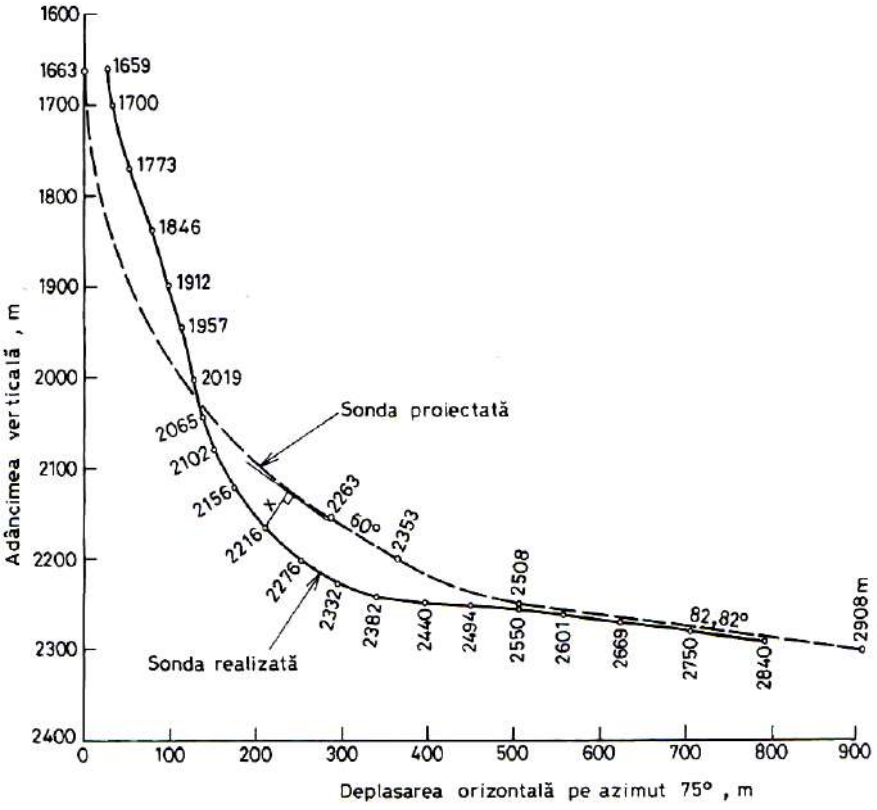

Fig. 29. *Profilul sondei din exemplul 7.*

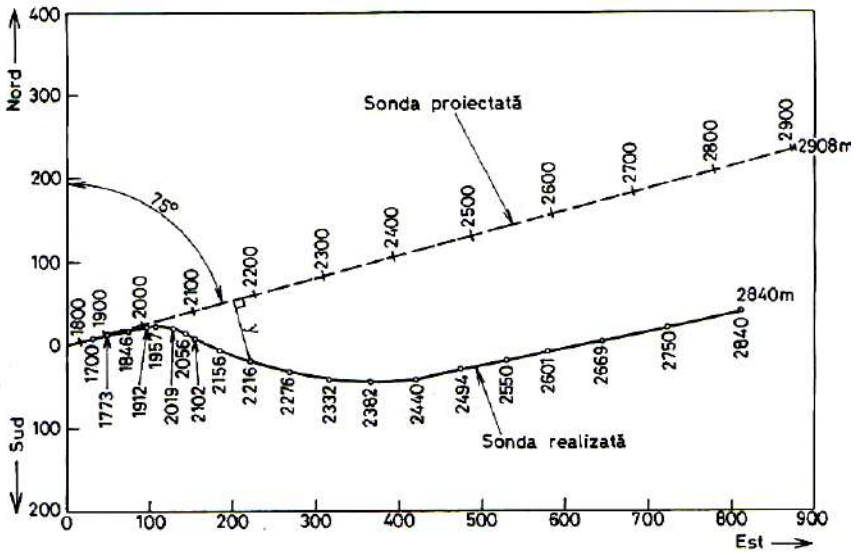

Fig. 30. *Înclinograma sondei din exemplul 7.*

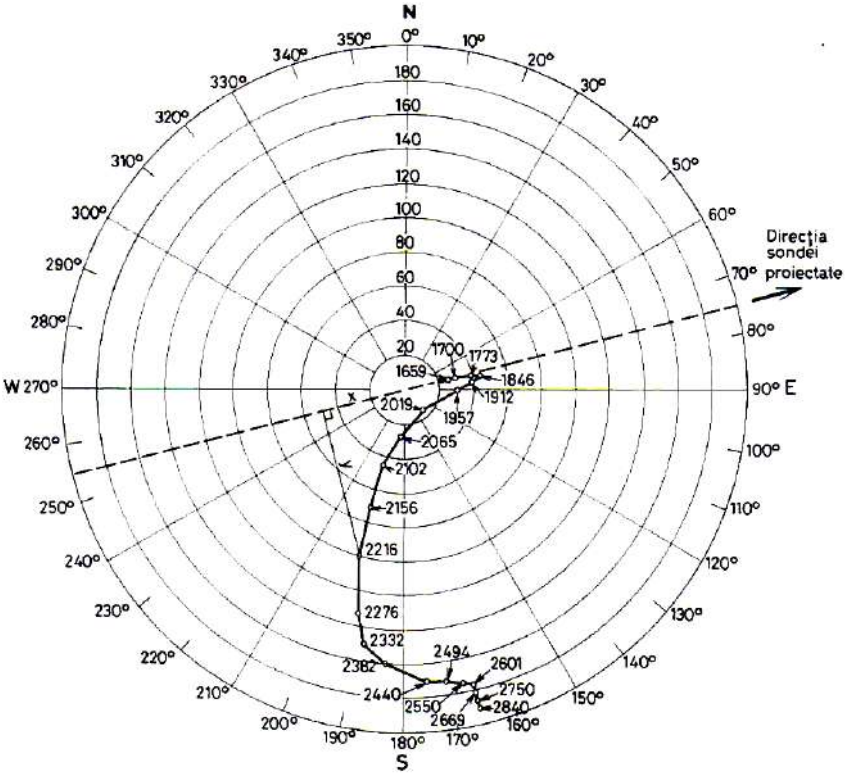

Fig. 31. *Diagrama cilindrului mobil pentru sonda din exemplul 7.*

În continuare, sonda rămâne sub traseul planificat şi se deplasează semnificativ spre dreapta acestuia. La 2382 m, sonda depăşeşte deja înclinarea dorită, 82,82°, şi se găseşte cu circa 50 m mai jos şi 138 m la dreapta traseului proiectat.

La 2550 m sonda se află uşor sub adâncimea celei proiectate, mai jos înclinarea ei este apropiată de cea dorită, dar se găseşte la 160 – 170 m spre dreapta (de fapt, ea a fost replanificată).

Diagrama cilindrului mobil indică faptul că de la circa 2000 m până la 2400 m sonda se îndepărtează rapid de cea planificată iniţial, spre dreapta faţă de direcţia ţintei.

Aglomerarea punctelor pe intervalul 2550 – 2840 m semnifică faptul că sonda forată este aproximativ paralelă cu cea planificată iniţial.

9.4. Riscul de coliziune

Aşa cum s-a precizat deja în capitolul 3, traiectoria calculată a unei sonde nu constituie o certitudine, din cauza erorilor de măsurare a devierii. Acestea depind de tipul şi precizia instrumentelor folosite, de traiectoria sondei, de latitudinea geografică a acesteia. Incertitudinea care înconjoară traiectoria unei sonde poate fi estimată cu ajutorul unor modele ale erorilor de măsurare şi are forma unui con curbat. Într-un punct de-a lungul sondei, incertitudinea este reprezentată printr-un elipsoid. Axele lui principale sunt: una pe direcţia feţei de sus a sondei, a doua laterală, stânga-dreapta, şi a treia de-a lungul ei. Într-o secţiune oarecare, care conţine punctul considerat, se obţine o elipsă, elipsa de incertitudine.

Riscul de coliziune de-a lungul unei sonde poate fi apreciat calculând un *factor de separare* [15, 17, 18, 21, 22]. El se defineşte de obicei ca raport între distanţa calculată dintre centrul sondei de referinţă (planificate) şi cel al sondei vecine (existente) d şi suma razelor elipselor de incertitudine ale celor două sonde, r_1 şi r_2, elipse aflate într-un plan perpendicular pe sonda de referinţă în punctul considerat, de-a lungul liniei orizontale care uneşte centrele lor (fig. 32):

$$F_s = \frac{d}{r_1 + r_2}. \tag{140}$$

Când cele două elipse de incertitudine sunt tangente $F_s = 1$; altminteri, factorul de separare este mai mare sau mai mic ca 1. Se recomandă, în general, ca acest coeficient să fie mai mare de 1,5.

Într-o abordare mai exactă, în locul distanţei dintre cele două centre se ia distanţa dintre coloanele de burlane tubate; valoarea minimă admisă pentru coeficientul F_s poate fi mai mică.

În ceea ce priveşte razele elipselor de incertitudine există două variante uzuale [17]. În prima variantă (fig. 32, *a*), cele două raze, r_1 şi r_2, se măsoară chiar pe linia care uneşte centrele sondelor. Varianta este optimistă, deoarece este posibil ca cele două elipse să se atingă deşi factorul de separare calculat este mare ca unitatea. În cea de a doua variantă, în locul razelor se iau distanţele măsurate de la centrul elipselor până la liniile tangente la elipse perpendiculare pe linia centrelor (fig. 32, *b*). Metoda este considerată conservativă, deoarece este posibil ca

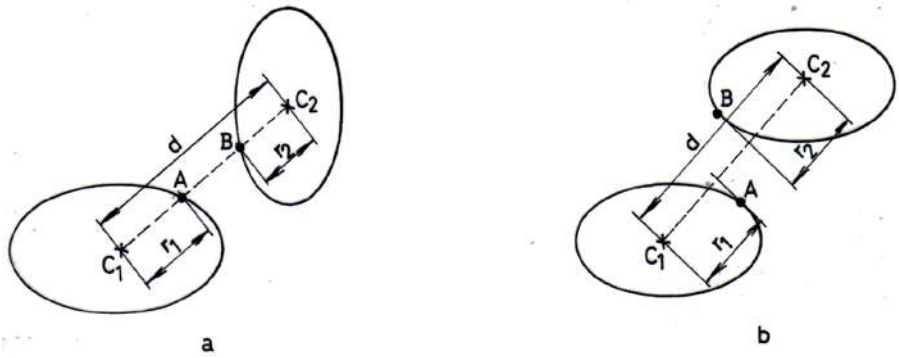

Fig. 32. *Definirea factorului de separare dintre două sonde*.

factorul de separare să devină egal cu unitatea fără ca cele două elipse să vină în contact (se poate întâmpla la elipse cu excentricitatea mare).

Acoperitor, în locul celor două raze se pot lua semiaxele mari ale elipselor (conul de incertitudine este circular, elipsoidul de incertitudine devine un sferoid)

Acceptând un anumit model al erorilor, în care intervin coeficienţii erorilor pentru tipul de instrument cu care s-a măsurat devierea în sonda vecină şi în cea planificată, se pot stabili dimensiunile suprafeţei erorilor şi, prin urmare, dimensiunile şi orientarea elipselor de incertitudine la adâncimea dorită. Cu ele se va calcula coeficientul de separare.

Se poate figura variaţia coeficientului de separare sau direct a distanţei dintre sonde (diagrama Ladder) de-a lungul sondei de referinţă. Dacă există porţiuni unde cele două au valori prea mici, se modifică traseul sondei proiectate. Când sonda este în foraj, acesta se opreşte şi i se modifică direcţia.

Problema se tratează, în prezent, şi prin estimarea probabilităţii de coliziune [2, 3, 11,12,14, 20].

Intrebări

1. *Ce probleme suplimentare, faţă de o sondă verticală, intervin la proiectarea sondelor dirijate?*
2. *Cum se alege adâncimea de iniţiere a devierii? Ce avantaje şi ce dezavantaje implică o adâncime redusă de iniţiere?*
3. *Înclinarea unei sonde dirijate trebuie să fie de cel puţin 15°. De ce?*
4. *Ce tipuri de profile de sonde dirijate se întâlnesc? Care sunt cele mai răspândite?*
5. *Ce se înţelege prin sondă în S? Când se recomandă?*
6. *Ce se înţelege prin profile catenare? Ce avantaje au?*

7. *Când sunt necesare profilele spaţiale?*

8. *Ce se întâmplă dacă ţintele acceptate la forajul unei sonde sunt prea mari? Dar dacă sunt prea mici?*

9. *Cum se evaluează distanţa dintre două sonde?*

10. *Cum se defineşte factorul de separare?*

Probleme

1. O sondă cu profilul în J are adâncimea pe verticală 1200 m şi deplasarea laterală de 100 m. La ce adâncime trebuie să înceapă dirijarea astfel încât pe intervalul curbiliniu intensitatea de deviere să fie de 1,5°/10 m?

Care este înclinarea finală a sondei? Cât este lungimea ei totală ?

R: $h_1 = 942{,}33$ m, $\alpha_T = 42{,}42°$, $L = 1225{,}14$ m.

2. O sondă cu profilul în J are adâncimea pe verticală de 1500 m şi deplasarea orizontală 50 m. La ce adâncime trebuie iniţiată devierea şi cu ce intensitate de deviere pentru ca ţinta să fie atinsă sub un unghi de înclinare egal cu 20° ? Ce lungime are sonda ?

R: $h_1 = 1216{,}44$ m , $i = 0{,}69°$ /10 m, $L_T = 1505{,}84$ m.

3. O sondă cu profilul în pantă are adâncimea verticală 3000 m şi deplasarea orizontală 500 m. Dirijarea se iniţiază la 2000 m, iar intensitatea de deviere pe intervalul curbiliniu este de 1°/10 m. Să se determine înclinarea maximă a sondei şi lungimea ei.

R: $\alpha_T = 30{,}68°$, $L_T = 3129{,}61$ m.

4. Să se determine înclinarea, adâncimea verticală şi deplasarea orizontală pentru sonda din problema 3 la adâncimile măsurate de 2200 şi 2500 m.

R: $\alpha = 20°$, $a = 34{,}55$ m, $h = 2195{,}96$ m; $\alpha = 30{,}68°$, $a = 178{,}77$ m, $h = 2458{,}52$ m.

5. Să se arate că ecuaţiile (12), (13) şi (14), demonstrate pentru $A > R$ (v. fig. 4), îşi menţin valabilitatea şi pentru $A < R$.

6. Să se demonstreze că un profil cu trei segmente (în pantă) este posibil numai dacă este îndeplinită condiţia: $(H - h_1)^2 + A^2 - 2AR > 0$.

7. Ce suprafaţă poate fi exploatată de pe o platformă marină la adâncimea de 2500 m cu sonde dirijate începând de la adâncimea minimă de 500 m, în limitele unei înclinări maxime de 30° şi ale unei intensităţi de deviere maxime de 1°/10 m? Dar dacă înclinarea este de 60° ?

R: $S_{30} = 3{,}57$ km^2, $S_{60} = 26{,}26$ km^2.

8. Să se demonstreze că profilul în S din figura 6,*c* este posibil numai dacă $R_1 + R_2 < [(H - h_1)^2 + A^2]/2A$.

9. O sondă cu adâncimea verticală de 3000 m şi deplasarea orizontală de 1000 m se forează după un profil în S cu cinci segmente (v. fig. 7). Intensitatea de creştere a înclinării este de 1°/10 m, iar cea de scădere a înclinării de 0,5°/10 m. Dirijarea începe la 500 m, iar ultimii 300 m vor fi traversaţi vertical. Să se determine înclinarea maximă, adâncimea măsurată unde este atinsă această înclinare, adâncimea unde înclinarea începe să scadă şi adâncimea unde sonda revine la verticală, precum şi lungimea totală a sondei.

R: $\alpha_m = 29{,}86°$, $L_C = 798{,}60$ m, $L_D = 2348{,}50$ m, $L_E = 2945{,}70$ m, $L_T = 3245{,}70$ m.

10. O sondă cu profil în S este proiectată să atingă o ţintă aflată la adâncimea de 2500 m şi la distanţa orizontală 4000 m. Intensitatea de deviere atât pentru creşterea, cât şi pentru scăderea înclinării este de 0,7°/10 m. La adâncimea finală înclinarea scade la zero. La ce adâncime trebuie începută dirijarea pentru ca porţiunea tangentă, intermediară între cele două intervale curbilinii, să fie de 80°. Ce lungime are porţiunea tangentă? Dar întreaga sondă?

R: $h_1 = 421{,}07$ m, $l_3 = 2688{,}09$ m, $L_T = 5394{,}86$ m.

11. O sondă este proiectată să străbată orizontal un strat productiv aflat la adâncimea de 2000 m pe lungimea de 1500 m. Locaţia sondei se află la 3500 m de punctul iniţial al drenei orizontale pe aceeaşi direcţie cu aceasta. Se preconizează ca dirijarea să înceapă la 500 m, iar sonda să aibă două intervale de creştere a înclinării: primul cu intensitatea de deviere de 1°/10 m, al doilea, înainte de a ajunge în strat, de 0,5°/10 m (v. fig. 11). Să se calculeze înclinarea maximă a sondei pe porţiunea tangentă şi lungimea totală a sondei.

R: $\alpha_m = 71{,}89°$, $L_T = 5973{,}37$ m.

Referinţe bibliografice

1. A a d n ø y, B. S. *e t al.*: *Construction of Ultralong Wells Using a Catenary Well Profile,* Drilling Conference, Miami, Florida, USA, 21 – 23 February 2006, IADC/SPE 98 890.
2. B a n g, J., T o r k i l d s e n, T.: *Wellbore Anti-Collision Safety: Separation Distances Must Be Increased Due To Degraded Positioning Accuracy in Northern Areas*, Arctic and Extreme Environments, Conference & Exhibition, Moscow, Russia, 18 – 20 October 2011, SPE 149 699.
3. B r o o k s, A. G.: *A New Look at Wellbore Collision Probability*, SPE Drilling & Completion, June 2010, p. 223 – 229. (SPE 116 155).
4. C o c k b u r n, C. *e t a l.*: *Automatic Trajectory Control in Extended-Reach Wells,* Middle East Oil and Gas Show and Conference, Manama, Bahrain, 25 – 28 September 2011, SPE 142 671.
5. G u o, B. *e t a l.*: *Constant-curvature equations improve design of 3-D well trajectory*, Oil & Gas Journal, April 19, 1993, p. 38 – 40, 45 – 47. (SPE 24 381).
6. K u n, C h. *e t a l.*: *China Offshore Anti-collision Risk Management Standard and Remedial Measures*, Americas E&P Health, Security and Environmental Conference, Houston, Texas, USA, 21 – 23 March 2011, SPE 141 089.
7. L i u, X., S h i, Z.: *Improved method makes a soft landing of well path*, Oil & Gas Journal, October 22, 2001, p. 47 – 51.

8. Liu, X., Samuel, R.: *Catenary Well Profiles for Extended and Ultra-Extended Reach Wells,* Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 4 – 7 October 2009, SPE 124 313.

9. Liu, X.: *Universal Technique Normalizes and Plans Various Well-Paths for Directional Drilling*, Middle East Oil and Gas Show and Conference, Manama, Bahrain, 25 – 28 September 2011, SPE 142 145.

10. Liu, X.: *Critical Models and Techniques for Planning a Catenary Well Profile,* Middle East Drilling Technology Conference and Exhibition, Dubai, UAE, 7 – 9 October 2013, SPE/IADC 166 712.

11. McNair, G. A. *et al.*: *Implementation of a New Risk Based Well Collision Avoidance Method,* Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 23 – 25 February 2005, SPE/IADC 92 554.

12. Okewunmi, S., Brooks, A.: *A Comparison of Collision Avoidance Calculations,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 140 183.

13. Pirovolou, D. *et al.*: *Drilling Automation: An Automatic Trajectory Control System*, Digital Energy Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 19 – 21 April 2011, SPE 143 899.

14. Poedjono, B.: *Minimizing the Risk of Well Collisions in Land and Offshore Drilling*, Middle East Drilling Technology Conference & Exhibition, Cairo, Egypt, 22 – 24 October 2007, SPE/IADC 108 279.

15. Poedjono, B. *et al.*: *Case Studies in the Application of an Effective Anticollision Risk Management Standard*, International Conference on Health, Safety and Environment in Oil and Gas Exploration and Production, Rio de Janeiro, Brazil, 12 – 14 April 2010, SPE 126 722.

16. Samuel, G. R.: *Ultra-Extended-Reach Drilling (u-ERD: Tunnel in the Earth) – A New Well-Path Design*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands 17 – 19 March 2009, SPE/IADC 119 459.

17. Sawaryn, S. J. *et al.*: *Explicit Calculation of Expansion Factors for Collision Avoidance between Two Co-planar Survey Error Ellipses*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 8 – 10 October 2012, SPE 159 840.

18. Sharma, N. *et al.*: *Optimizing Directional Drilling While Minimizing the Risk of Well Collision in Offshore Drilling*, Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 4 – 7 October 2009, SPE 124 246.

19. Thorogood, J. L., Sawaryn, S. J.: *The Travelling-Cylinder Diagram: A Practical Tool for Collision Avoidance*, SPE Drilling Engineering, March 1991, p. 31 – 36. (IADC/SPE 19 989).

20. Williamson, H. S.: *Towards Risk-Based Well Separation Rules*, SPE Drilling & Completion, March 1998, p. 47 – 51. (SPE 36 484).

21. * * * Landmark Software COMPASS – Halliburton, March 2011.

22. * * * ISCWSA: *Collision Avoidance Calculations – Current Common Practice,* September 2011.

12

SONDE CU DEVIERI MARI. SONDE ORIZONTALE

În categoria sondelor cu devieri mari sunt incluse, în genere, cele care au înclinări faţă de verticală mai mari de 60°, pe o lungime semnificativă a traseului. Asemenea sonde au de obicei şi deplasări orizontale mari: sute sau mii de metri.

În limba engleză se foloseşte în mod curent sintagma *Extended-Reach Drilling* (*ERD*), care s-ar traduce prin foraj cu rază de acţiune extinsă. De obicei, sunt considerate în categoria sondelor ERD cele care au raportul dintre deplasarea orizontală şi adâncimea verticală mai mare de 2 [2]. Acest raport a crescut continuu pe măsură ce tehnologiile s-au perfecţionat şi costurile s-au redus, ajungând chiar la valoarea 10 [14, 22, 25].

Sonde *orizontale* sunt considerate cele care au pe porţiunea finală înclinarea faţă de verticală de peste 80°. Celelalte sonde dirijate sunt numite *direcţionale*.

Adeseori, sondele cu înclinări sau deplasări mari sunt numite generic „orizontale", dar şi invers.

Primele sonde cu înclinări mari, unele chiar cu extensii orizontale, destinate creşterii debitelor de petrol au fost forate în anii 1950 în fosta URSS (Azerbaidjan, Başchiria, Ucraina Subcarpatică, Siberia Occidentală). Majoritatea lor aveau adâncimi şi deplasări orizontale mici, şi nu erau tubate în dreptul stratului productiv. Dar adevărata dezvoltare a sondelor cu deplasări mari a început după 1980. În prezent, sonde cu deplasări orizontale care ajung şi chiar depăşesc 10 km se întâlnesc în multe zone din lume. Ele sunt forate mai ales pentru exploatarea zăcămintelor submarine: Qatar, insula Sahalin, insula Terra Nova, Marea Nordului, Noua Zeelandă, California, Brazilia, Ţara de Foc.

1. Aplicaţii

1. Creşterea indicelui de productivitate. În mod obişnuit stratele productive sunt orizontale sau apropiate de orizontală şi adeseori nu au o grosime prea mare. Dacă ele sunt deschise de-a lungul şi nu transversal, se măreşte semnificativ aria de drenare sondă-strat (fig. 1). Ca rezultat, creşte productivitatea sondelor şi factorul final de extracţie.

În funcţie de lungimea pe care sondele străbat stratele exploatate, indicii de productivitate (m^3/zi/bar) pot creşte de câteva ori, chiar de zeci de ori, în raport

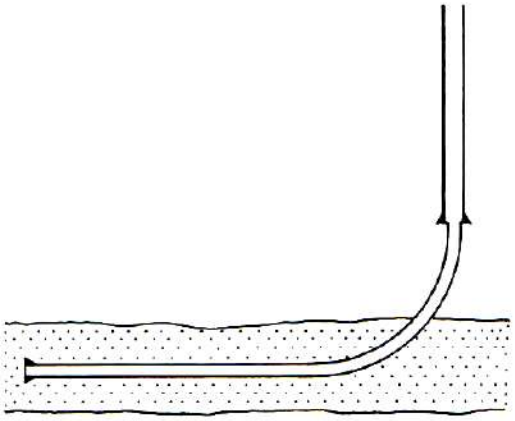

Fig. 1. *Sondă orizontală forată de-a lungul stratului productiv.*

cu cei obţinuţi la sondele verticale ce traversează aceleaşi strate productive orizontale [5].

Creşterea de producţie depinde de eterogenitatea zăcământului, de raportul dintre permeabilitatea pe verticală şi cea pe direcţie orizontală, de vâscozitatea ţiţeiului, de regimul de curgere în jurul sondei ş.a.

Astfel, în colectoare puternic fisurate cu permeabilităţi mari, apa şi gazele, fiind mai mobile decât ţiţeiul, ocolesc zone întinse saturate cu ţiţei şi sondele verticale se inundă destul de repede sau produc gaze. Cu sonde orizontale, zonele nedrenate sunt puse în comunicaţie şi producţia de ţiţei poate creşte de câteva ori.

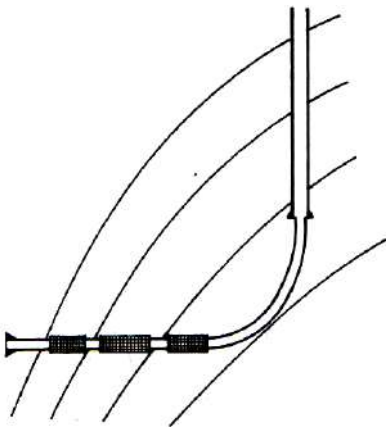

Fig. 2. *Sondă orizontală care exploatează prin drenare gravitaţională strate cu înclinări mari.*

Pentru a mări efectul de drenare gravitaţională, este convenabil uneori ca stratele cu înclinări mari să fie traversate transversal, eventual cu sonde orizontale (fig. 2). Pentru acelaşi motiv, se forează şi sonde uşor ascendente.

Ţiţeiurile grele, vâscoase, se exploatează mai uşor prin sonde orizontale, în special acolo unde stratele productive sunt subţiri. Aceste ţiţeiuri curg de regulă gravitaţional şi dacă sondele se află spre baza stratelor, debitul lor va fi sensibil mai mare decât al celor verticale.

2. Strate cu fisuri naturale verticale. În colectoare cu fisuri naturale orientate într-o singură direcţie este indicat ca sondele să traverseze fisurile perpendicular, pentru că este posibil să nu existe comunicaţii transversale între ele. Când fisurile sunt verticale sunt indicate sondele orizontale (fig. 3).

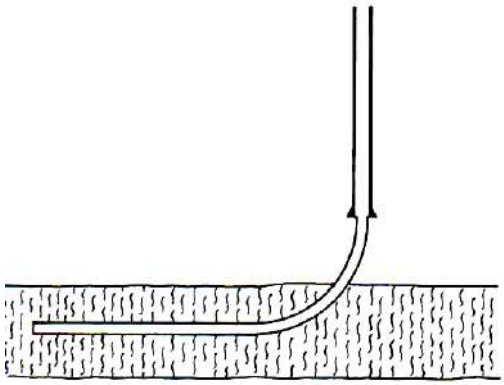

Fig. 3. *Sondă orizontală care drenează un strat productiv cu fisuri verticale.*

Cel mai cunoscut este cazul formaţiunii cretacice *Austin Chalk,* întâlnită în statele Texas şi Louisiana (SUA), cu un sistem de fisuri aproximativ verticale. În ea sunt formate numeroase colectoare de petrol – zăcămintele Pearsall, Giddings, Brookeland. Iniţial, formaţiunea a fost exploatată prin sonde verticale stimulate prin diverse metode. După 1985 s-au forat câteva mii de sonde orizontale, ceea ce permis ca producţia să crească substanţial, de zece ori în primii cinci ani.

Un alt exemplu îl constituie calcarul carstic, puternic fisurat vertical, exploatat la *Rospo More* în Marea Adriatică. Aici, un ţiţei greu (densitatea 0,99 g/cm^3) şi vâscos (300 mPa·s), în condiţii de zăcământ, era considerat neexploatabil din punct de vedere economic prin sonde verticale. Cu sonde orizontale, forate departe de contactul apă-ţiţei, care intersectează fisurile şi golurile carstice, debitele au crescut semnificativ. Ele au fost totuşi limitate pentru a întârzia inun-darea cu apă, mult mai mobilă decât ţiţeiul.

3. Stratele productive subţiri. Când orizonturile productive sunt relativ subţiri, cu grosimea de câţiva metri, este de dorit ca ele să fie deschise pe cât posibil de-a lungul lor pentru ca suprafaţa de drenare să fie suficient de mare.

Cum majoritatea stratelor sunt dispuse orizontal sau aproape orizontal, oportunitatea sondelor cu înclinări mari, inclusiv a celor orizontale, este evidentă, mai ales când presiunile de zăcământ sunt scăzute (zăcăminte marginale, considerate neexploatabile, zăcăminte depletate) şi permeabilitatea este redusă. Indicii de productivitate pot creşte de câteva ori.

În general, sunt considerate strate productive subţiri cele care au grosimea mai mică de 10 m. Asemenea strate sunt întâlnite în majoritatea bazinelor petrolifere din lume: Golful Mexic, Orientul Mijlociu, China de Nord, Siberia Occidentală, Marea Nordului.

Se întâlnesc şi situaţii când zona productivă propriu zisă este subţire, datorită prezenţei apei de talpă sau a capului de gaze. Sonda trebuie să fie forată la o distanţă suficient de mare de cele două limite, apă-petrol sau gaze-petrol.

4. Întârzierea formării conurilor de apă sau de gaze. Într-o sondă verticală care exploatează un zăcământ de petrol cu apă de talpă, există tendinţa ca apa să urce în zona perforaturilor dacă permeabilitatea verticală este suficient de mare. În jurul sondei se formează un con de apă şi debitul de apă creşte în detrimentul celui de petrol.

Similar se formează şi conurile de gaze, când există un cap de gaze. Sondele încep să producă gaze prin perforaturile superioare, raţia gaze-ţiţei creşte şi se poate ajunge la situaţia când petrolul este împiedicat să ajungă în sondă (fig. 4).

Pentru a reduce conţinutul de apă, sau de gaze, sondele respective se cimentează pe porţiunile unde pătrunde apă sau gaze, adeseori sub presiune, operaţie mai mult sau mai puţin eficientă, care presupune cheltuieli suplimentare şi întreruperea exploatării sondei.

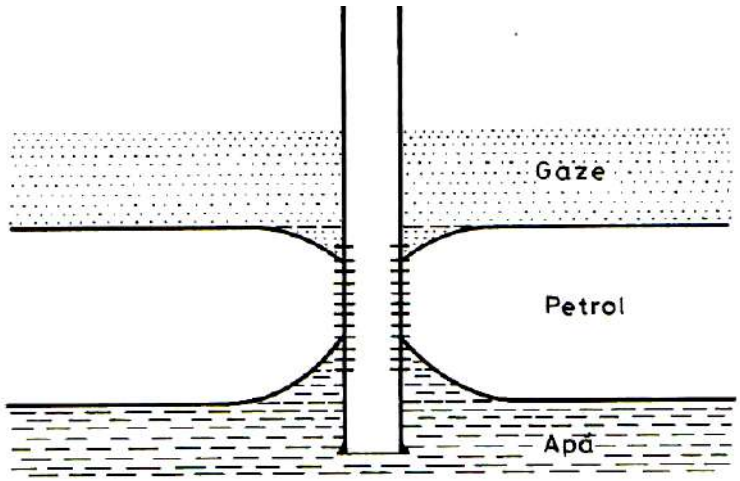

Fig. 4. *Formarea conurilor de gaze şi de apă într-o sondă verticală.*

Formarea conurilor este întârziată dacă sonda este dirijată de-a lungul stratului productiv departe de zona de apă sau de capul de gaze. Diferenţa de presiune strat-sondă se reduce şi este mai uniformă de-a lungul sondei. Apa sau gazele acţionează pe o arie mult mai extinsă şi producţia sondei va fi mai mare înainte să apară problemele amintite.

Exploatarea cu sonde orizontale este recomandabilă şi atunci când ţiţeiul este vâscos şi mult mai puţin mobil decât apa.

5. Reducerea numărului de platforme şi de sonde. Forând sonde cu înclinări şi deplasări orizontale mari se măreşte suprafaţa care poate fi drenată cu o singură platformă şi se reduce numărul de platforme necesare pentru exploatarea unui zăcământ. Totodată, se micşorează şi numărul de sonde, deoarece suprafaţa drenată de o singură sondă orizontală, de exemplu, este mult mai mare decât cea drenată de una verticală.

Fie, de exemplu, o formaţiune productivă orizontală aflată la adâncimea de 2000 m care se exploatează cu sonde înclinate, profil în pantă, cu adâncimea minimă a intervalului vertical de 500 m şi intensitatea de deviere maximă pe intervalul curbiliniu de 1º/10 m.

Dacă înclinarea maximă admisă pe ultimul interval al secţiunii, cel rectiliniu, este 40º, distanţa maximă atinsă este 1083,66 m şi aria exploatată 3,689 km^2. Pentru o înclinare maximă de 60º, distanţa atinsă creşte la 2025,12 m şi aria la 12,084 km^2. Mărind înclinarea maximă la 80º, deplasarea ajunge la 5780,35 m şi aria la 104,968 km^2 (fig. 5).

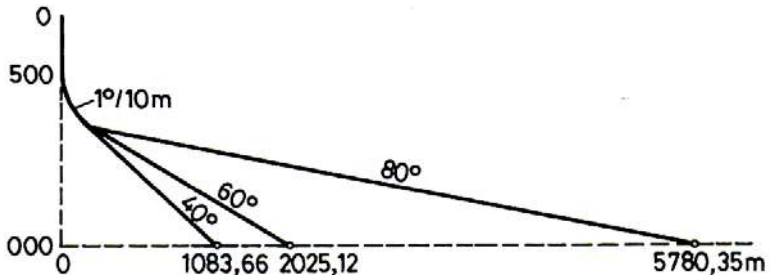

Fig. 5. *Suprafaţa de drenare creşte cu unghiul de înclinare al sondelor.*

Pentru aceeaşi grosime a stratului respectiv, creşte şi lungimea intervalului deschis şi drenat. În exemplul de mai sus, la o grosime a stratului de 10 m, lungimea intervalelor deschise este: 13,05, 20,00, respectiv 57,59 m. Dacă sondele au şi o extensie orizontală, valorile calculate vor fi corespunzător mai mari.

Sonde cu înclinări foarte mari sau orizontale care exploatează zăcăminte submarine s-au forat în Marea Nordului, Golful Mexic, estul Canadei, Marea Chinei de Est, Golful Persic, Marea Caspică, coastele Californiei, Australiei, Noii Zeelande, Braziliei, Nigeriei, Vietnamului, insulei Sahalin.

Ca exemplu, zăcământul *Statfjord* din Marea Nordului, cu întinderea de 4x25 km, este exploatat doar cu trei platforme din beton A, B şi C. De pe ele şi sateliţii lor au fost forate peste 300 sonde, unele cu deplasări de peste 5000 m.

6. Constrângeri privind locaţiile. Adeseori, locaţiile accesibile sau convenabile se află la distanţe mari, pe orizontală, de obiectivele urmărite. Este situaţia zăcămintelor de petrol sau gaze aflate, parţial sau în întregime, sub localităţi ori zone industriale, sub lacuri, mlaştini, râuri, delte, zone litorale. Uneori pot exista interdicţii ecologice, militare sau de altă natură.

Pentru ilustrare sunt prezentate câteva cazuri mai deosebite.

Pe coasta sudică a Angliei, compania BP exploatează unul dintre cele mai mari zăcăminte de petrol din Europa, cel de la *Wytch Farm*. El se află în cea mai mare parte sub fundul Golfului Poole, la circa 1585 m sub nivelul mării (fig. 6).

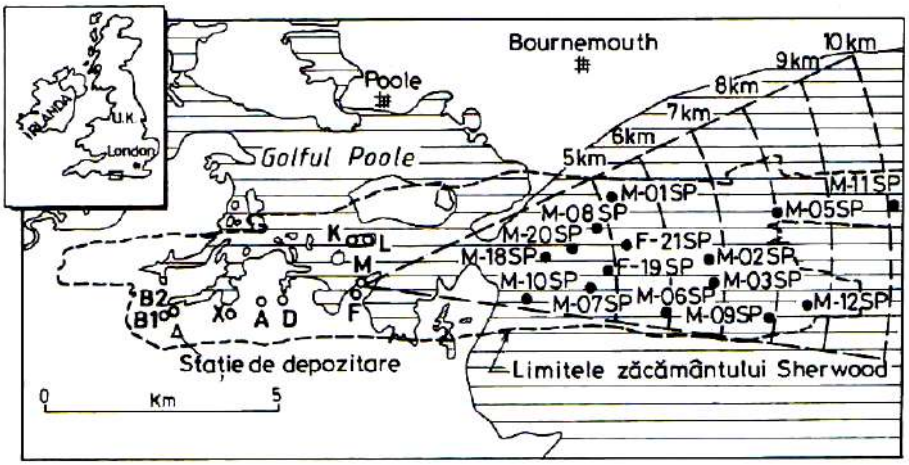

Fig. 6. *Amplasarea sondelor pe zăcământul de la Wytch Farm (sudul Angliei).*

Din motive economice, dar mai ales de protecţie a mediului, în locul unei insule artificiale s-a hotărât ca zona de sub fundul mării să fie exploatată de pe două locaţii, F şi M, amplasate în peninsula Goathorn cu sonde orizontale. Sonda M16, pusă în producţie în anul 1999, are lungimea totală de 11 278 m şi distanţa orizontală A = 10 728 m, ceea ce pentru adâncimea verticală H = 1 585 m înseamnă un raport A/H = 6,77; înclinarea maximă a sondei este 81º [13].

În largul coastei estice, argentiniene, a *Ţării de Foc* sunt localizate mai multe zăcăminte de petrol şi gaze: Hidra, Kaus, Ara şi Alfa (parţial submarin) – figura 7. Ele sunt exploatate prin sonde forate de pe platforme marine, dar şi de pe ţărm. Deplasarea orizontală a sondelor depăşeşte adeseori 5000 m, iar câteva dintre ele, forate de pe ţărm, au depăşit 8000 m, la o adâncime medie de 1700 m. Sonda Cullen Nord 1 a atins în martie 1999 deplasarea record de 10 585 m şi o lungime totală de 11 184 m. Înclinarea de-a lungul stratului productiv este în medie 88º, iar pe ultima porţiune a depăşit 103º [24].

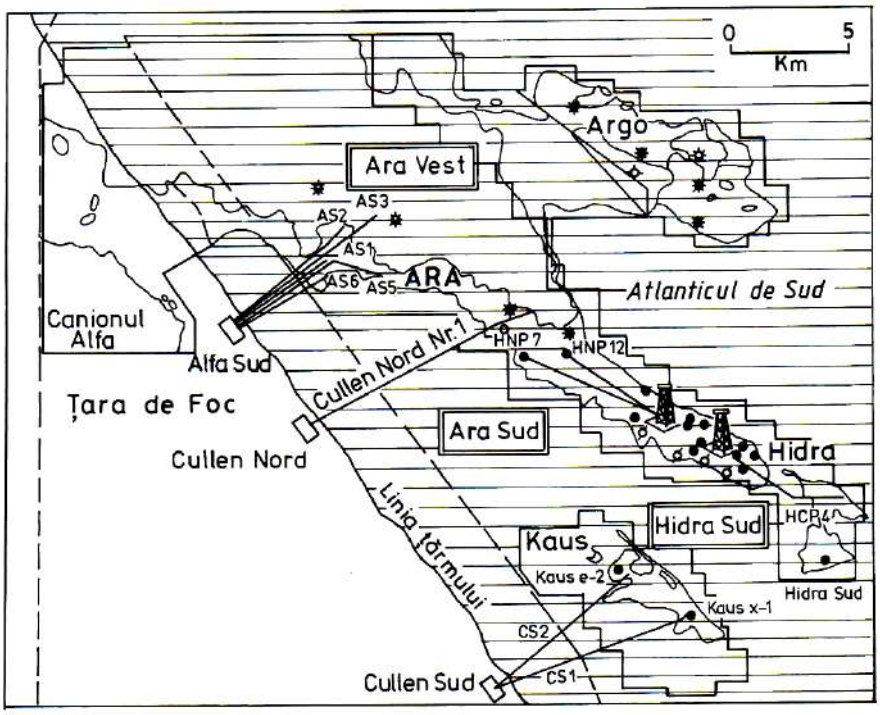

Fig. 7. *Zăcămintele de petrol şi gaze de pe coasta Ţării de Foc.*

La gura fluviului Elba, la circa 7 km de coastă, se află cel mai mare zăcământ de petrol din Germania, *Mittelplate*, situat la circa 2000 m adâncime. Din 1987, el a fost exploatat de pe o insulă artificială, apele mării fiind puţin adânci. Ulterior, zona a devenit parc naţional, din 2009 parc UNESCO, şi autorităţile au interzis orice dezvoltare în largul mării. Pentru a mări producţia s-au forat, în anii 2000, şapte sonde cu deplasări orizontale de 8 − 9000 m, de pe o locaţie aflată pe ţărm, pe malul drept al Elbei. Sondele au traversat sarea şi formaţiunile Zechstein foarte înclinate (fig. 8). Deoarece au fost identificate şi alte zăcăminte în jurul celui exploatat, se vor fora patru sonde de explorare de pe barje; după terminarea lor conductorii vor fi tăiaţi de pe fundul mării. Dacă zăcămintele se vor dovedi comerciale, ele vor fi exploatate de pe aceeaşi insulă artificială şi cu sonde orizontale de circa 15 km lungime forate de pe malul stâng al Elbei [20].

La nord-est de insula Sahalin, sub fundul mării Ohoţsc, s-au descoperit mai multe zăcăminte de petrol: Odoptu, Chayvo şi Arkutun Dagi. Primul este deja exploatat cu sonde forate dirijat de pe ţărmul insulei Sahalin, iar al doilea de pe ţărm şi de pe o plaformă marină. Multe dintre sondele forate de pe ţărm au lungimi extreme. Trei sonde forate pentru exploatarea zăcământului Chayvo deţineau în august 2013 recorduri mondiale de adâncime măsurată: 12 376 m sonda Z-44, 12 450 m sonda Z-43, 12 700 m sonda Z-42 [11, 14, 25].

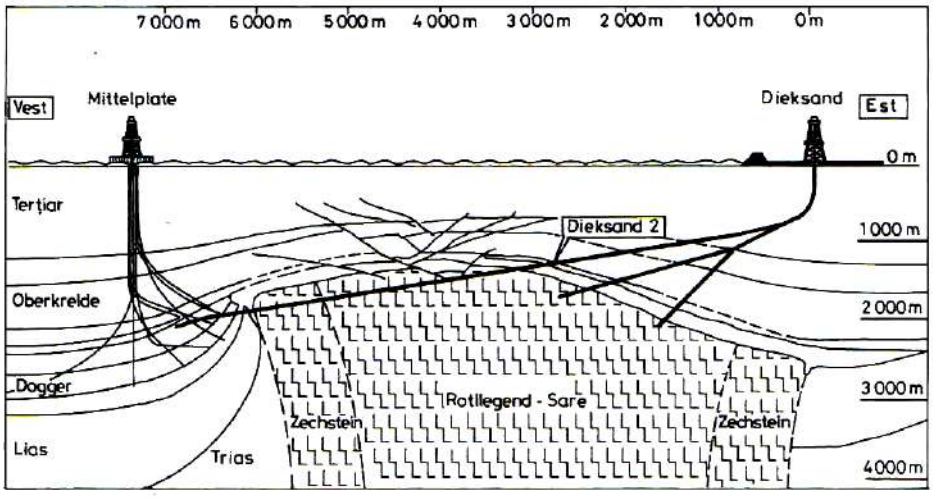

Fig. 8. *Sonde orizontale forate pentru exploatarea zăcământului Mittelplate (nordul Germaniei).*

Sonde cu deplasări orizontale mari impuse de condiţiile de suprafaţă sunt forate în multe alte zone geografice: Canada, Alaska, Venezuela, Indonezia, Siberia Occidentală.

Se forează sondele orizontale şi pentru injecţie, de apă, abur supraîncălzit, gaze, sau chiar duale: de exploatare şi de injecţie.

7. Creşterea potenţialului de recuperare. Numeroase zăcăminte, aflate la adâncimi relativ mici, conţin ţiţeiuri foarte vâscoase sau bitum, dificil de exploatat cu metode clasice. Ele se exploatează, de obicei, prin injecţie de abur, spălare cu solvenţi sau polimeri, prin combustie subterană. Dacă injecţia sau drenarea se realizează prin sonde orizontale, rezultatele pot fi spectaculoase: creşteri ale debitelor de 20 – 30 ori, dar şi a factorului final de extracţie, de la câteva procente până la 50 – 60 %.

În Canada, ţară cu bogate resurse de bitum şi ţiţei greu, procedeele de recuperare termică se aplică în diverse scheme cu sonde verticale şi sonde orizontale [23, 27].

Figura 9 prezintă o schemă de exploatare prin injecţie continuă de abur. Acesta se injectează prin patru sonde până aproape de contactul apă-ţiţei. În jurul fiecăreia se formează o „cameră" în care temperatura se apropie de cea a aburului. La contactul cu ţiţeiul rece aburul condensează, încălzeşte ţiţeiul, şi cele două lichide, apa şi ţiţeiul, se drenează sub greutatea proprie spre o sondă orizontală forată deasupra contactului apă-ţiţei.

O altă schemă de exploatare prin drenare gravitaţională asistată de abur, metodă foarte răspândită în Canada, conţine mai multe perechi de sonde orizontale aflate una deasupra celeilalte, la 5 – 10 m (fig. 10).

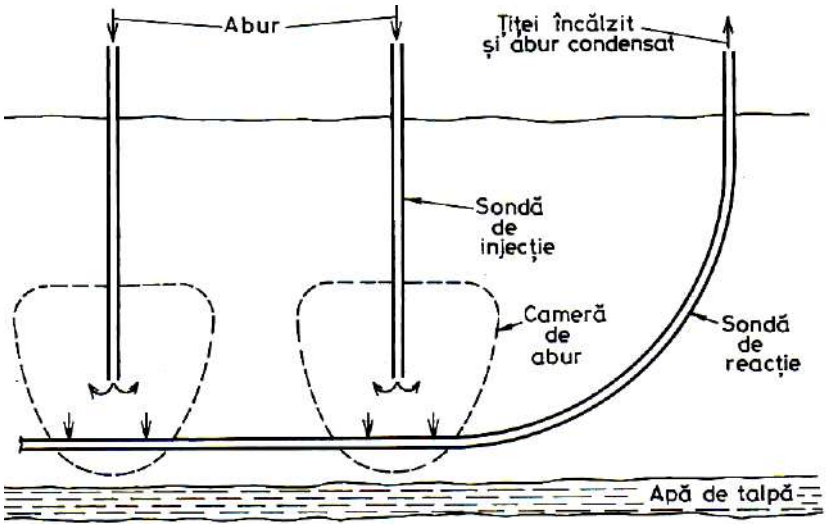

Fig. 9. *Schemă de exploatare cu injecţie de abur prin sonde verticale şi sonde de drenare orizontale.*

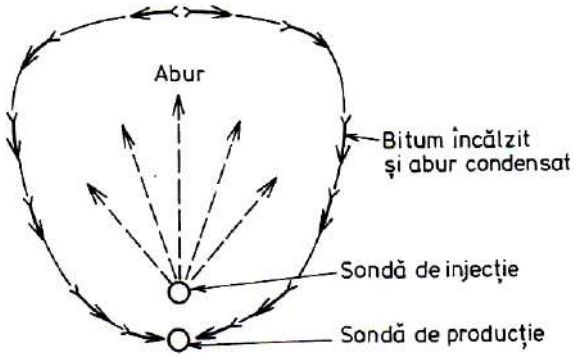

Fig. 10. *Schemă de exploatare prin injecţie de abur cu o pereche de sonde orizontale.*

Prin sonda de sus se injectează abur supraîncălzit, iar prin cea de jos se exploatează bitumul încălzit. În prezent sunt funcţionale câteva sute de perechi cu astfel de sonde.

Proiecte similare există şi pe zăcăminte cu ţiţeiuri foarte vâscoase din Venezuela, SUA (California, Texas), Franţa (Lacq), România (Moreni).

La exploatarea prin combustie subterană se formează uneori un cap secundar de gaze, aerul injectat se canalizează şi eficienţa procesului de ardere şi de drenare se diminuează. Aceste fenomene sunt evitate dacă se folosesc sonde de drenare orizontale. Procedeul este aplicat pe unele zăcăminte din Canada.

Tot în Canada se aplică şi metoda de dezlocuire cu fluide miscibile în sisteme cu sonde orizontale.

8. Depozitarea subterană. Pentru o exploatare eficientă a gazelor depozitate în zăcămintele vechi trebuie să fie forate şi sonde noi. Adeseori intervin restricţii de suprafaţă care iniţial nu au existat (construcţii, protecţia mediului). Forajul unor sonde orizontale, eventual multiple, din zone accesibile sau de pe locaţii vechi constituie o soluţie. Este cazul depozitului *Howell*, situat sub oraşul Howe din statul Michigan (SUA), al unor depozite din nordul Germaniei şi de pe coasta Mării Marmara (Turcia). Depozitul de gaze *Rehden*, aflat la circa 50 km sud de Bremen, cu o capacitate de 4,2 mld m^3 – unul dintre cele mai mari din Europa de Vest –, este exploatat cu ajutorul a 16 sonde orizontale.

Prin sonde orizontale se pot obţine şi debite de livrare mai mari decât prin cele verticale, chiar de câteva ori, mai ales în rezervoare cu permeabilitatea scăzută sau în cele cu o reţea de fisuri verticale.

9. Exploatarea gazelor de şist. Sondele forate în şisturi gazeifere sunt eficiente dacă aria de drenare este suficient de mare. De aceea ele se forează de regulă orizontal şi sunt stimulate prin fisurare hidraulică [10, 12].

10. Exploatarea metanului din zăcămintele de cărbune. Unele strate de lignit conţin o mare cantitate de gaz metan. Acesta poate fi exploatat înainte ca lignitul să fie extras. În acest mod se reduce şi riscul formării amestecurilor explozive aer-metan din galeriile de exploatare.

Cum stratele de cărbune sunt de obicei subţiri, este indicat ca metanul să fie drenat prin sonde orizontale (fig. 11).

Există şi proiecte de gazeificare a cărbunelui *in situ*. Printr-o reţea de sonde orizontale în lungul stratelor de cărbune se injectează aer şi se exploatează metanul format.

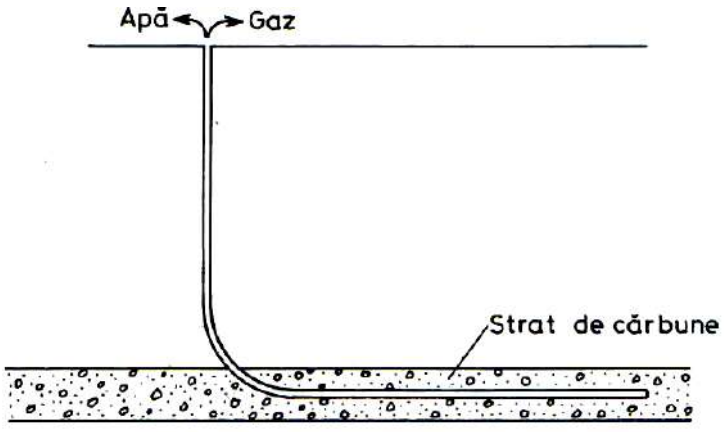

Fig. 11. *Sondă orizontală pentru drenarea metanului.*

11. Subtraversări. La montarea unor conducte este necesar adeseori să se traverseze şosele, străzi, căi ferate, piste de beton, râuri. În loc să se execute şanţuri ori supratraversări scumpe şi anevoioase, adeseori nepermise, se forează, cu instalaţii specializate, găuri orizontale pe sub obstacolele amintite prin care se introduc conductele respective.

2. Justificare şi aşteptări

Forajul sondelor cu înclinări mari, eventual orizontale, constituie adesea o problemă de oportunitate şi de rentabilitate. Ca atare, trebuie să existe nişte criterii de selectare, de justificare, având în vedere că asemenea sonde sunt mai scumpe decât cele verticale, presupun tehnologii avansate şi implică mai multe riscuri. Sondele cu înclinări mari sunt oportune dacă se pot aduce dovezi că ele vor produce mai mult, cu mai puţine complicaţii şi că vor permite să se extragă o cantitate mai mare de petrol din rezerva existentă într-un colector.

În acest scop trebuie luaţi în considerare foarte mulţi factori: geologici, tehnici, tehnologici, economici.

În primul rând este necesară o descriere amănunţită a obiectivului: dimensiunile şi amplasarea lui spaţială, înclinarea stratelor, prezenţa barierelor impermeabile, vecinătatea unor falii, tipul de colector, raportul dintre permeabilitatea orizontală şi cea verticală, rezervele nete, vâscozitatea ţiţeiului, poziţia contactelor apă-ţiţei şi gaze-ţiţei etc. Dacă există sonde similare forate pe structuri asemănătoare, trebuie evaluate experienţa şi performanţele obţinute. Trebuie stabilit, de asemenea, dacă prin operaţii de stimulare nu se pot obţine rezultate comparabile cu sonde verticale şi cu cheltuieli mai mici. Dacă sondele verticale existente pe o anumită structură au debite reduse, nu trebuie aşteptate neapărat rezultate excepţionale de la sondele orizontale.

Analizând statistic rezultatele de pe 230 zăcăminte pe care s-au forat 1306 sonde, *Dennis Beliveau* observă că sondele orizontale produc, *în medie*, de patru ori mai mult decât cele verticale nestimulate, pe zăcăminte obişnuite. La colectoare cu ţiţeiuri grele, această medie este egală cu şapte, iar în cele fisurate atinge valoarea de 12. Sunt şi situaţii când creşterea respectivă a fost de peste 20 de ori, dar şi cazuri când ea a fost nesemnificativă [5].

Există numeroase modelări ale curgerii fluidelor în jurul sondelor înclinate sau orizontale, pentru colectoare izotrope şi pentru cele anizotrope. Poate fi evaluat efectul grosimii stratului productiv, al lungimii drenei orizontale şi al raportului dintre permeabilitatea orizontală k_h şi cea verticală k_v asupra indicelui de productivitate al unei sonde orizontale în raport cu cel al unei sonde verticale forate în aceleaşi condiţii.

La aceeaşi grosime a stratului productiv, raportul dintre cei doi indici de productivitate creşte cu lungimea drenei orizontale pentru că se măreşte aria de drenare. Creşterea nu este liniară deoarece căderile de presiune provocate de curgere de-a lungul drenei orizontale cresc cu mărimea debitului. La aceeaşi

lungime a drenei, raportul respectiv se micşorează cu grosimea stratului (la sonde verticale, indicele de productivitate creşte cu grosimea stratului, pe când la cele orizontale el rămâne practic neschimbat).

Când raportul k_h/k_v se măreşte raportul celor doi indici se micşorează; efectul de reducere este mai pronunţat la colectoare mai groase şi rezultă din incapacitatea sondei orizontale de a drena efectiv stratul în plan vertical când permeabilitatea pe verticală este mică.

Prin întârzierea formării conului de apă, factorul de extracţie creşte cu lungimea drenei orizontale şi cu distanţa faţa de contactul apă-ţiţei.

Locaţia şi profilul sondelor orizontale trebuie alese astfel încât stratul productiv să fie deschis pe o lungime cât mai mare, de preferinţă perpendicular pe direcţia predominantă a fisurilor, la o distanţă suficient de mare de contactele apă-ţiţei şi gaze-ţiţei, cu posibilităţi maxime de drenare.

Profilele alese trebuie să fie realizabile cu dificultăţi de foraj şi de completare minime. Trebuie avută în vedere şi tendinţa de deviere laterală a sondei; este de dorit ca azimutul să poată fi uşor de controlat. Se iau în discuţie şi posibilităţile de completare în dreptul stratului productiv ca şi cele de stimulare a lui.

Pot fi luate în considerare mai multe variante de exploatare a unui colector. Varianta optimă se alege printr-o modelare a exploatării. Se calculează debitele aşteptate, factorii finali de extracţie, evoluţia conurilor de apă sau de gaze, durata exploatării, riscurile posibile, costurile totale estimate (foraj şi exploatare).

3. Probleme specifice

Forajul sondelor cu înclinări mari, eventual orizontale, ridică numeroase probleme, care nu se întâlnesc la forajul vertical (ele vor fi doar amintite aici, fiind tratate mai pe larg în capitolele anterioare: 7 – 11) [3].

1. Stabilitatea pereţilor găurii de sondă. Se consideră în general că instabilitatea pereţilor se accentuează cu înclinarea sondei, dar fenomenul este determinat în mare măsură de natura rocilor, de poziţia sondei în raport cu planele de stratificaţie şi cu direcţiile tensiunilor principale din masivul de roci [9].

2. Forţe de frecare şi momente de antrenare mari. Cei doi parametri limitează adeseori lungimea maximă a sondelor cu deplasări orizontale mari. Dacă forţele de frecare axiale sunt foarte mari există pericolul de prindere a garniturii de foraj, dar şi dificultăţi la introducerea coloanelor de burlane. Frecările care se manifestă la rotirea garniturii determină în cea mai mare măsură momentele de antrenare. Acestea pot depăşi rezistenţa la torsiune a prăjinilor şi capacitatea *top drive*-lui. Posibilităţile de micşorare a frecărilor constau în reducerea coeficienţilor de frecare, cu lubrifianţi adecvaţi şi diverşi polimeri, o bună curăţire a sondei, reducerea forţelor normale, de contact, alegerea unor profile optime, realizarea unei sonde cât mai netede. Forţele de contact se pot reduce folosind, de exemplu, prăjini din aluminiu. Prăjinile cu lungimea de 9 m sunt preferabile pentru că cele cu lungimea de 14 m se încovoaie sub greutatea proprie, vin în

contact între racorduri cu pereţii sondei şi momentele de antrenare vor fi mai mari. Deoarece coeficienţii de frecare dinamici sunt mai mici decât cei statici sunt recomandabile sistemele de dirijare rotary în locul celor prin lunecare. Se îmbunătăţeşte şi evacuarea detritusului, în cazul sistemelor rotary [17].

3. Controlul şi crearea apăsării pe sapă. La forajul vertical, greutatea prăjinilor grele lăsată pe sapă este uşor de controlat, de la suprafaţă, permiţând să se optimizeze condiţiile de lucru la talpă. În sondele înclinate, prăjinile se sprijină pe pereţii sondei, iar forţele de frecare care apar, proporţionale cu forţele de sprijin, se opun deplasării axiale a garniturii de foraj. Ca rezultat, valoarea cu care se reduce sarcina la cârligul instalaţiei de foraj nu coincide cu apăsarea pe sapă. Cum mărimea forţelor de frecare este dificil de evaluat, controlul apăsării pe sapă, de la suprafaţă, constituie o problemă. Se ştie că, atunci când apăsarea depăşeşte o valoare critică, prăjinile flambează, şi dacă acesta este elicoidal, garnitura se poate înţepeni. Experinţele şi măsurătorile arată că atunci când garnitura este rotită, sarcina axială se transmite spre sapă aproape în întregime [18, 26].

În sondele apropiate de orizontală, prăjinile grele nu-şi mai găsesc utilitatea, pentru că greutatea lor se transmite pereţilor şi nu pe sapă. Din cauza momentelor de frecare mari şi mai ales a rigidităţii la încovoiere ridicate, prăjinile grele sunt mai degrabă contraindicate. Se folosesc deasupra sapei prăjini de foraj normale cu diametrul relativ mare – 5 1/2, 5 7/8, 6 5/8 in –, care permit şi debite de circulaţie sporite, dar mai ales prăjini intermediare.

4. Controlul traseului sondei. Sondele orizontale presupun o precizie a traseului mult mai mare decât cele verticale, cu deosebire atunci când stratele productive urmărite sunt subţiri, când contactul gaze-ţiţei sau apă-ţiţei se află în apropiere. Uneori, toleranţele verticale nu depăşesc 1 – 2 m.

Măsurătorile de deviere periodice cu aparate introduse cu cablu nu sunt de regulă posibile. Cea mai sigură modalitate de control al traseului sondelor orizontale sau cu înclinări mari o constituie sistemele MWD (v. cap. 15). Simultan cu parametrii spaţiali ai sondei – înclinarea şi azimutul – şi direcţia de acţiune a dispozitivului de deviere, aceste sisteme conţin şi senzori de rezistivitate sau de raze gama, ceea ce permite să se controleze traseul sondelor în cursul forajului.

5. Evacuarea detritusului. În sondele cu înclinări mari, detritusul şi chiar barita au tendinţa să se depună pe peretele inferior al găurii de sondă. Ca rezultat, se măresc forţele şi momentele de frecare, creşte pericolul de a prinde a garniturii de foraj, când este lăsată nemişcată, apar dificultăţi la introducerea unor aparate de investigare, a coloanelor de burlane sau a lainerelor.

Pentru rezolvarea problemei există diverse soluţii.

● Periodic, forajul prin glisare, cu motoare de dirijare, este alternat cu forajul rotary. Prin agitarea creată de rotirea garniturii, detritusul este antrenat în curentul de noroi şi evacuarea este îmbunătăţită. Există în prezent tendinţa de înlocuire a sistemelor de dirijare cu motoare submersibile cu sisteme de dirijare rotary. Pe lângă evacuarea detritusului se îmbunătăţeşte şi controlul apăsării pe sapă, cu creşterea corespunzătoare a vitezelor de foraj.

● Forajul cu *top drive* permite circulaţia chiar în timpul manevrării garniturii, micşorând pericolul de prindere a garniturii. Este posibilă chiar rotirea garniturii, simultan cu rotirea ei, aşa numita „corectare inversă”. Din aceste motive, sistemul respectiv s-a generalizat.

● Se folosesc fluide de foraj cu o mare capacitate de suspendare a particulelor solide, fluide care la viteze foarte mici de forfecare, existente în jurul particulelor, manifestă pronunţate caracteristici elastice, similare cu cele ale corpurilor solide. În acest sens se utilizează diverşi polimeri care au proprietăţi elastice.

● Debitele de circulaţie sunt în general mai mari cu circa 50%. Se urmăreşte atingerea unei viteze de circulaţie la care depunerea particulelor solide este împiedecată. Pentru a evita căderile de presiune excesive, se folosesc prăjini cu diametrul mai mare. Periodic se pompează dopuri de noroi mai vâscoase, cu capacitate de evacuare sporite.

● La suprafaţă, debitul de detritus este atent supravegheat. Pentru îndepărtarea detritusului, se folosesc site fine, hidrocicloane, centrifuge.

6. Densităţi echivalente de circulaţie excesive. Căderile de presiune din spaţiul inelar cresc pe măsură ce sonda se adânceşte. Ele se adaugă la presiunea hidrostatică. Este posibil ca, la o anumită adâncime, presiunea totală să depăşească presiunea de fisurare a rocilor întâlnite, care pe intervalul orizontal al son-dei, de exemplu, rămâne constantă. Consecinţa este o pierdere de circulaţie. De regulă, presiunea totală este evaluată prin intermediul unei densităţi echivalente.

Există doar câteva modalităţi de a reduce căderile de presiune din spaţiul inelar: micşorarea debitului de circulaţie, reducerea densităţii şi a vâscozităţii fluidului de foraj şi mărirea dimensiunilor transversale ale spaţiului inelar. Debitul nu poate fi redus sub o anumită valoare deoarece se înrăutăţesc condiţiile de evacuare a detritusului. Nici densitatea nu poate fi micşorată fără a risca o instabilitate a pereţilor găurii de sondă şi o manifestare eruptivă a sondei, în cazul unor strate sub presiune. Rămâne doar să se reducă vâscozitatea fluidului de alungul spaţiului inelar şi să se alcătuiască garnitura de foraj aşa fel încât căderile de presiune din tot circuitul sondei, dar şi din spaţiul inelar să fie minime.

7. Investigaţii geofizice. Pe porţiunile cu înclinări mai mari de 50 – 60º, aparatele introduse cu cablu nu coboară sub greutatea proprie, deoarece componenta axială a greutăţii este mai mică decât forţa de frecare dintre aparat şi pereţii sondei. Există în prezent diverse metode pentru depăşirea acestei dificultăţi:

– aparate pompate prin prăjini;

– aparate introduse cu prăjinile sau cu tubingul;

– aparate introduse cu tubing înfăşurat pe tobă care este prevăzut cu un cablu de alimentare şi de transmitere a informaţiilor la suprafaţă;

– aparate deplasate cu un mijloc autonom de tractare de-a lungul sondei;

– aparate care efectuează măsurători în timpul forajului (sistemele LWD).

8. Tubarea şi cimentarea coloanelor de burlane. În sondele cu înclinări mari pe intervale lungi este posibil ca forţele axiale create de greutatea coloa-

nelor în timpul tubării să nu învingă forţele de frecare cu pereţii. În asemenea cazuri, sarcina la cârlig devine negativă: coloanele trebuie împinse în sondă.

Se folosesc diverse procedee pentru depăşirea situaţiei:

– utilizarea noroaielor cu coeficienţi de frecare reduşi;

– introducerea coloanei parţial goale (eventual pline cu fluid mai uşor): prin efectul de flotabilitate, forţele de contact şi cele de frecare cu peretele inferior al sondei se reduc;

– îngreunarea temporară a sistemului macara-cârlig;

– alcătuirea coloanei aşa fel ca pe porţiunea verticală greutatea să fie mărită;

– folosirea prăjinilor grele sau intermediare în garnitura de lansare a lainerelor; acestea pot fi rotative.

Operaţia de tubare este în general mai dificilă.

Pentru cimentare, sunt necesare paste foarte stabile (sub 1% apă separată) şi regimuri de curgere care să asigure o bună dezlocuire a noroiului.

9. Instalaţii de foraj. Pentru forajul sondelor cu lungimi foarte mari este nevoie de instalaţii puternice, cu sarcina la cârlig până la 1000 tf, *top drive* cu momente de antrenare ridicate, până la 100 kNm, pompe de mare capacitate, chiar de peste 2000 CP, cu capacitate mare de stocare a fluidelor de foraj, cu posibilitatea de manevrare mecanizată a prăjinilor de la orizontală la verticală şi invers, cu capacitate mare de depozitare a prăjinilor în turlă [19].

4. Mijloace folosite

Practic, se utilizează aceleaşi metode şi mijloace aplicate şi la dirijarea sondelor cu înclinări moderate.

Pe intervalele de creştere a înclinării se folosesc motoare elicoidale cu dezaxări reglabile, eventual mai scurte. Pe intervalele rectilinii, înclinate sau orizontale, se forează fie cu motoare dezaxate, fie cu sisteme de dirijare rotary, pentru a îmbunătăţi evacuarea detritusului şi vitezele de avansare. În locul prăjinilor grele se utilizează cu precădere prăjini intermediare.

La diametre mici, se foloseşte, de asemenea, forajul cu tubing înfăşurat pe tobă, evident cu motoare de fund dirijabile.

Sapele sunt în general de tipul PDC, cu o durată mare de lucru la talpă.

Pentru că pe porţiunea orizontală sondele trebuie dirijate de-a lungul unui coridor foarte îngust se folosesc sistemele MWD şi dirijarea geologică.

În mod obişnuit, se utilizează instalaţii de foraj cu *top drive*, care permite circulaţia şi rotirea garniturii în timpul manevrelor.

5. Profilul sondelor

În principiu, la sondele orizontale ori cu înclinări mari trebuie stabilit mai întâi traseul lor în zona productivă, printr-o ţintă iniţială, una finală şi forma traseului între ele, de regulă dreaptă. În funcţie de poziţia şi orientarea drenei se

alege locaţia sondei, astfel încât profilul sondei să fie plan şi aceasta să poată fi realizată cu mijloacele disponibile.

Dar, de multe ori, locaţia sondei este deja fixată. În asemenea situaţii, intervalul de drenare se orientează astfel ca sonda să fie plană. Dacă nu este posibil, va trebui adaptat un profil spaţial, mai dificil de realizat.

Teoretic, între gura sondei şi ţinta iniţială se poate alege orice traseu. Totuşi, el trebuie să îndeplinească anumite condiţii:

– să aibă o porţiune verticală, iar la atingerea ţintei iniţiale să fie tangent la intervalul de drenare;

– să evite coliziunea cu alte sonde vecine;

– să poată fi realizat cu dificultăţi de foraj şi de completare minime;

– să poată fi utilizate mijloacele disponibile de dirijare şi de control al direcţiei sondei;

– să nu fie depăşită capacitatea instalaţiei disponibile (sarcina la cârlig, presiunea de pompare, momentul de torsiune), rezistenţa prăjinilor existente;

– costul sondei să fie minim.

Adâncimea sondei şi deplasarea orizontală totală joacă şi ele un anumit rol. La sonde cu deplasări orizontale reduse, se utilizează profile relativ simple: între punctul de iniţiere a devierii şi ţinta iniţială, sonda are forma unui arc de cerc (fig. 12, *a*). Uneori, chiar zona de drenare se află de-a lungul acestui arc de cerc (fig. 12, *b*). Intensităţile de curbură sunt relativ mari, 2 – 6°/10 m, în funcţie de mijloacele disponibile.

Sondele cu deplasări orizontale mari au profile mai complicate.

Deoarece pe intervalele curbilinii viteza de lucru este mică, din cauza alternanţei metodei de foraj rotary cu cea prin lunecare, se recomandă ca profilul sondei între punctul de iniţiere al dirijării şi cel iniţial al drenei să includă o porţiune liniară cât mai lungă, intercalată, tangent, între două segmente curbilinii, eventual arce de cerc, cu intensităţi de deviere relativ mari (fig. 12, *c* şi *d*).

Pe porţiunea liniară, cu înclinarea de 60 – 80°, se poate fora rotary, cu un control mai sigur al apăsării pe sapă, cu viteză de avansare ridicată şi un control mai uşor al direcţiei (atât la înclinări mici, cât şi la cele apropiate de 90°, azimutul este mai dificil de păstrat). În plus, porţiunea liniară intermediară constituie şi o „siguranţă” în atingerea ţintei. Pe intervalele curbilinii este dificil să se obţină exact intensitatea de deviere preconizată: abaterile pot ajunge până la 0,5°/10 m. Corectarea înclinării presupune uneori marşuri suplimentare pentru ajustarea dispozitivului de dirijare, (schimbarea unghiului de dezaxare a motorului de fund, modificarea poziţiei sau a diametrului stabilizatorului). Dacă există un interval liniar intermediar, atunci când intensitatea de deviere este mai mare decât cea proiectată, ansamblul de dirijare se poate menţine mai mult pe talpă, până atinge înclinarea dorită la sfârşitul primului interval rectiliniu. În această situaţie, intervalul liniar va fi mai scurt decât cel proiectat. Invers, dacă ritmul de deviere este mai mare decât cel planificat, ansamblul de dirijare se extrage mai degrabă şi intervalul liniar va fi mai lung (v. cap. 11).

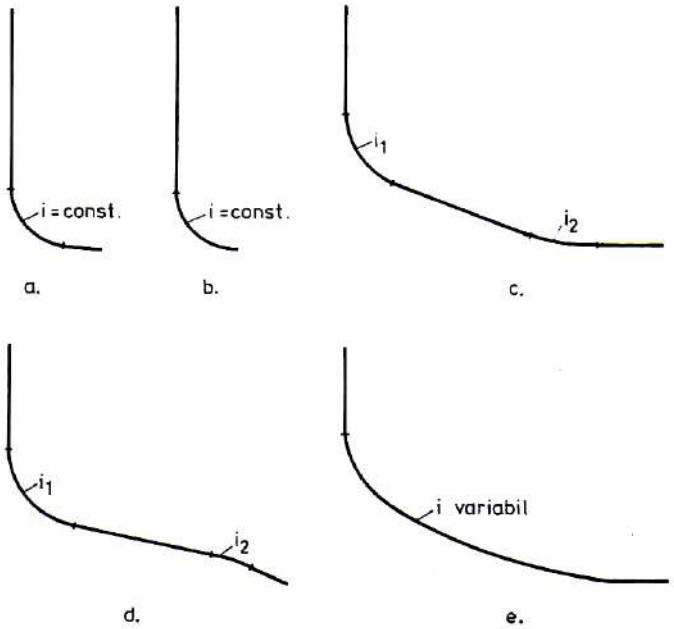

Fig. 12. *Profile de sonde cu înclinări mari:*
a, b – profile cu un singur arc de cerc;
c, d – profile cu două arce de cerc şi un interval drept; e – profil catenar.

Pentru a reduce frecările axiale şi momentele forţelor de frecare la rotirea garniturii, la sonde cu deplasări orizontale mari se utilizează în prezent şi profile catenare în două sau trei dimensiuni [15]. Curbura sondei pe intervalul catenar este variabilă şi mai dificil de controlat (fig. 12, *e*).

Dacă deplasarea orizontală este mare în raport cu adâncimea verticală, atunci devierea sondelor se iniţiază la adâncimi reduse. Dimpotrivă, când deplasarea orizontală este redusă în raport cu adâncimea, dirijarea se iniţiază la adâncimi mari; pe intervalul iniţial vertical, viteza de lucru este mai mare, dificultăţile mai reduse şi nu este necesar un control al devierii cu echipamente costisitoare.

Calculul profilului sondelor cu înclinări mari, inclusiv cele orizontale, este prezentat în capitolul 11.

6. Completarea sondelor

Într-un sens foarte larg, noţiunea de completare a unei sonde acoperă o problematică destul de extinsă şi anume: investigarea şi probarea stratelor productive, modul de consolidare a sondei în dreptul lor, cimentarea coloanelor de burlane, perforarea coloanei, modul de utilizare a packerelor exterioare de coloană, echiparea sondei cu tubing, packere şi pompe de extracţie, stimularea sondei, controlul nisipului, diagnosticarea zonei exploatate ş.a. În sens restrâns, reţinut şi

aici, completarea se referă doar la consolidarea zonei productive, inclusiv cimentarea coloanelor. Perforarea lor este tratată în capitolul 10.

Stratele productive, în sondele cu înclinări mari, inclusiv în cele orizontale, pot fi exploatate în:

– gaură de sondă liberă;
– gaură de sondă tubată cu lainere şliţuite sau cu orificii circulare;
– gaură de sondă tubată cu lainere sau coloane cimentate şi perforate;
– combinaţii între situaţiile precedente.

Pentru izolarea unor zone între ele, în gaură de sondă tubată, se folosesc adesea packere exterioare de coloană, care se umflă eventual în noroi sau într-un produs petrolier.

Modul de completare a unei sonde este determinat de:

– gradul de consolidare a stratelor productive;
– prezenţa unor falii neetanşe;
– prezenţa barierelor impermeabile între orizonturi;
– necesitatea evitării afluxului de apă sau de gaze;
– necesitatea stimulării stratelor productive;
– necesitatea intervenţiilor în sondă;
– echipamentele disponibile pentru intervenţie;
– costul completării şi al operaţiilor ulterioare (de limitare a afluxului de apă sau de gaze, de reperforare).

1. Gaură de sondă liberă. Lăsarea zonei productive netubate reprezintă cel mai răspândit mod de completare a sondelor orizontale sau cu înclinări mari, de altfel şi cel mai ieftin. Se tubează o coloană de burlane sau un lainer până în zona ce interesează şi în continuare gaura de sondă rămâne liberă (fig. 13, *a*). Pentru că nu există restricţii de curgere, productivitatea sondei este maximă. Nu există însă posibilităţi de control al zonei.

Metoda este aplicabilă în roci bine consolidate, omogene şi unde nu există pericolul de inundare sau de pătrundere a gazelor o lungă perioadă de timp: fie apa şi gazele lipsesc, fie contactele apă-ţiţei şi gaze-ţiţei sunt departe de sondă.

2. Gaură de sondă tubată cu lainer şliţuit ori cu orificii. Aceasta reprezintă o completare temporară, deoarece lainerul poate fi extras pentru a curăţa sonda de nisip, reţinut în mare parte în spatele lui (fig. 13, b). Lainerul poate fi echipat cu filtru din oţel, care împiedică nisipul să pătrundă în interiorul lui. Procedeul se foloseşte în roci mai puţin consolidate, dar când prin cimentare şi perforare ar fi afectată productivitatea zonei colectoare, în absenţa apei şi a gazelor.

O variantă permanentă a acestui mod de completare constă în tubarea unui lainer şliţuit parţial cimentat (fig. 13, *c*). Prin cimentare se izolează capul de gaze sau o zonă neproductivă şi mai puţin consolidată. Între cele două zone se poate plasa un packer exterior de coloană.

Dacă lungimea lainerului şliţuit este prea mare stimularea zonei productive nu este posibilă pentru că ar fi necesare debite exagerat de mari. Pentru a izola

diverse porţiuni, eventual strate cu apă sau gaze, lainerele pot fi echipate cu packere exterioare de coloană (fig. 13, *d*). Ele pot fi armate cu ajutorul tubingului înfăşurat pe tobă şi umplute cu noroi. În altă variantă, packerele sunt umplute cu ciment şi devin permanente: în acest caz ele sunt cimentate prin garnitura de lansare. Se folosesc şi packere permanente care se umflă în apă sărată ori în petrol.

În zone multiple se tubează şi lainere prevăzute cu orificii închise cu bucşe glisante, deschise cu ajutorul unor bile, şi packere exterioare de coloană [2, 7].

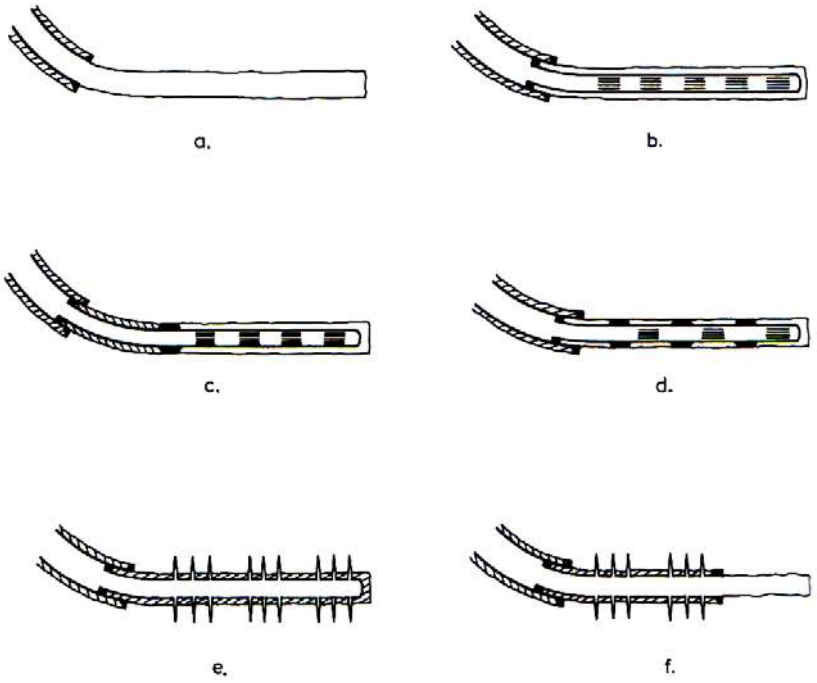

Fig. 13. *Scheme de completare a sondelor orizontale sau cu înclinări mari:*
a – gaură de sondă liberă; b – cu lainer şliţuit; c – cu lainer parţial şliţuit, parţial cimentat;
d – cu lainer şliţuit şi packere exterioare de coloană; e – cu lainer cimentat şi perforat;
f – gaură de sondă parţial liberă, parţial tubată, cimentată şi perforată.

3. Gaură de sondă tubată cu lainer cimentat şi perforat. Aceasta este o completare definitivă (fig. 13, *e*). Se foloseşte în strate slab consolidate şi atunci când trebuie izolate strate acvifere şi capul de gaze. Pentru siguranţă, zona perforată poate fi izolată şi cu un packer exterior de coloană. Procedeul permite stimularea selectivă a stratelor şi cimentarea lor sub presiune.

O combinaţie între acest procedeu şi primul este prezentat în figura 13, *f*. Porţiunea superioară este tubată şi cimentată pentru a izola zone acvifere, iar partea inferioară este lăsată liberă, pentru că nu există apă.

În ambele variante, unele strate superioare pot fi perforate mai târziu, pentru a împiedica pătrunderea gazelor sau a nisipului.

4. Gaură de sondă tubată cu lainer şi filtru de nisip calibrat. Acest mod de completare se aplică în strate productive slab consolidate cu tendinţă severă de înnisipare a sondei (fig. 14). Lainerul este şliţuit, prevăzut eventual cu filtre de sârmă. În spatele lui se formează un filtru de nisip cu ajutorul unui packer cu

Fig. 14. *Drenă orizontală completată cu lainer şliţuit şi filtru de nisip calibrat.*

circulaţie încrucişată şi a unei ţevi de spălare introduse în lainer, ţeavă care ulterior se extrage. Există diverse procedee de formare a filtrelor de nisip.

Se folosesc şi lainere expandabile, eventual şliţuite.

7. Stimularea sondelor orizontale

Ca să aibă o producţie profitabilă, sondele orizontale forate pentru exploatarea stratelor cu permeabilităţi mici, dar nu numai, sunt stimulate prin fisurarea şi acidizarea rocilor din jurul lor. Deoarece lungimile porţiunile care traversează zonele productive sunt adesea lungi – sute sau mii de metri – , stimularea se rea-lizează în mai multe etape, pe intervale relativ scurte, 50 – 150 m, în general izo-late între ele, aşa cum se stimulează mai multe orizonturi într-o sondă verticală.

În mod obişnuit, se izolează partea inferioară a sondei cu un packer sau un dop, se perforează intervalul aflat imediat deasupra, apoi el se fisurează. Se izolează acest interval cu un packer sau un dop, se perforează şi se fisurează intervalul următor ş.a.m.d. (fig. 15). La sfârşit, dopurile se frezează şi se restabileşte comunicaţia sondă-strat. Operaţia completă implică numeroase marşuri, de introducere şi extragere a tubingului, un număr mare de packere pentru izolare.

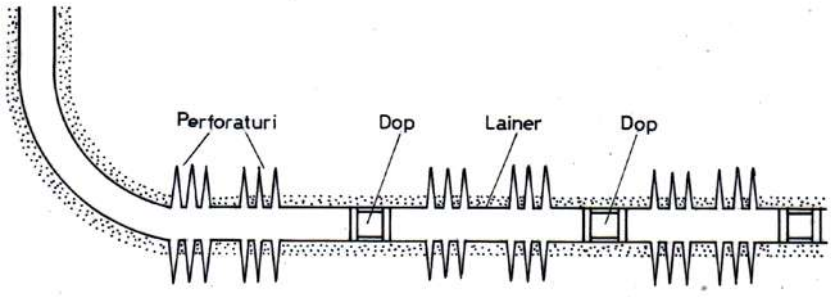

Fig. 15. *Sondă orizontală tubată şi cimentată, perforată şi stimulată în mai multe etape.*

Când coloanele sau lainerele nu sunt cimentate în dreptul zonelor productive, o metodă destul de răspândită constă în echiparea lor cu packere exterioare de coloană, pentru separarea intervalelor convenite, şi cu bucşe glisante la mijlocul intervalelor, bucşe care acoperă mai multe orificii de circulaţie.

Pentru deschiderea orificiilor, bucşele sunt glisate cu ajutorul tubingului flexibil şi al unei chei sau al unor bile lansate prin tubingul obişnuit. În ultimul caz, bucşele au nişte scaune cu diametrul interior crescător de la şiul lainerului spre suprafaţă (fig. 16). Prima bilă trece prin toate bucşele şi se opreşte pe scaunul ultimei bucşe. Creând o anumită presiune, ştifturile sau inelul de blocare a bucşei cedează, aceasta coboară şi se opreşte pe un prag, orificiile de circulaţie se deschid şi se fisurează intervalul respectiv. Se lansează următoarea bilă, cu diametrul mai mare. Ea se opreşte în a doua bucşă, se face presiune, se deschid orificiile de circulaţie, se fisurează cel de al doilea interval ş.a.m.d. La sfârşit, bucşele cu bile se frezează [4, 21]. Există şi ovariantă în care bilele au acelaşi diametru.

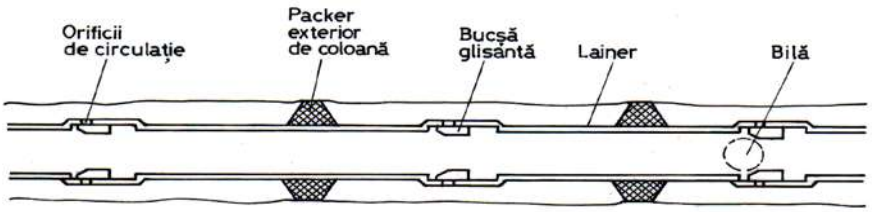

Fig. 16. *Lainer echipat cu packere exterioare şi cu bucşe glisante acţionate cu bile.*

Pentru coloane sau lainere cimentate, s-au pus la punct şi unele metode care nu necesită extragerea echipamentului de perforare din sondă după fiecare interval şi nici prea multe dopuri de izolare, iar durata întregii operaţii se scurtează simţitor. Numărul de intervale perforate până la introducerea unui dop de izolare depinde doar de lungimea perforatorului [1, 6, 8].

Una dintre metode presupune izolarea perforaturilor cu nişte bile de cauciuc, cu diametrul mai mare decât diametrul perforaturilor, de circa două ori [4, 16]. Astfel, după ce se perforează primul interval (fig. 17, *a*), se ridică perforatorul în dreptul celui următor, se stimulează intervalul perforat, apoi se lansează o anumită cantitate de bile pentru izolarea lui (fig. 17, *b*). Obturarea perforaturilor este indicată de creşterea bruscă a presiunii de pompare. Când aceasta a atins o anumită valoare, se activează perforatorul şi presiunea de pompare scade brusc (fig. 17, *c*). Se stimulează intervalul superior, se izolează cu bile şi operaţia continuă, fără nicio întrerupere a pompării. Perforatorul se introduce prin pompare.

Într-o a doua metodă, perforatorul se introduce cu tubigul flexibil. După ce se perforează un interval (fig. 18, *a*), perforatorul este coborât şi se armează hidraulic un packer cu ancoră sub baza intervalului (fig. 18, *b*). Urmează stimularea lui prin spaţiul inelar al tubingului. Se dezarmează packerul şi ancora, se ridică perforatorul în dreptul altui interval şi operaţiile se repetă (fig. 18, *c*).

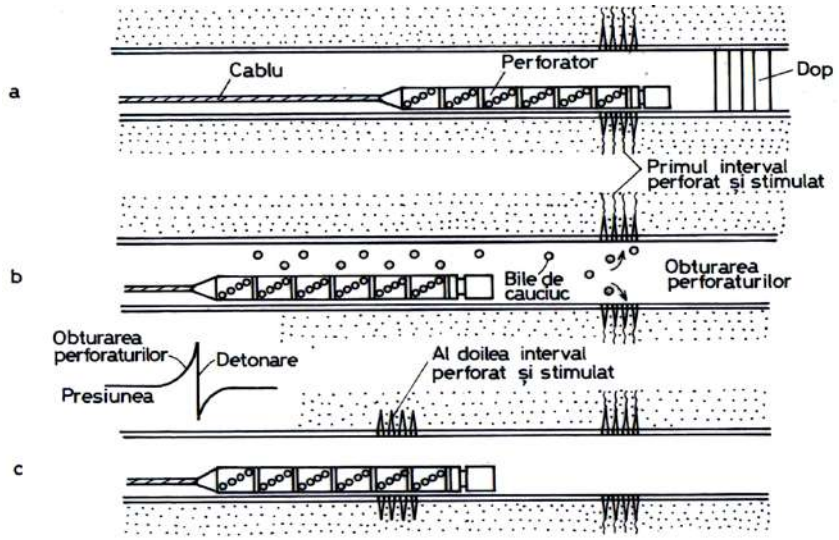

Fig. 17. *Perforare simultană cu stimularea într-o sondă orizontală [1].*

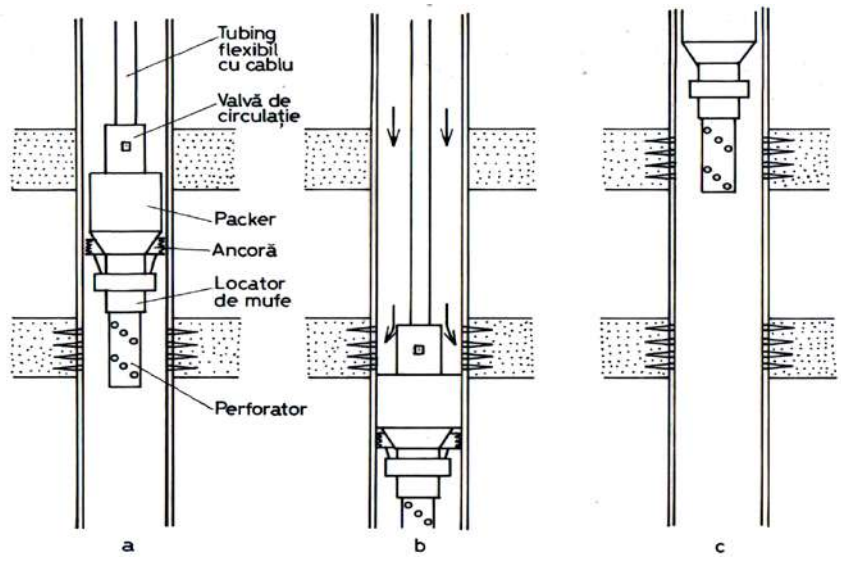

Fig. 18. *Stimulare prin spaţiul inelar al tubingului flexibil [16].*

Întrebări

1. *Ce se înţelege prin sonde cu înclinări mari?*
2. *Daţi câteva exemple de utilizare a sondelor orizontale?*
3. *Ce probleme apar la forajul sondelor cu înclinări mari?*

4. *Cum se pot investiga formaţiunile traversate în sonde cu înclinări mari?*
5. *Cum se completează zona productivă în sondele orizontale?*
6. *La ce servesc packerele exterioare de coloană?*

Referinţe bibliografice

1. Angeles, R. *et al.*: *One Year of Just-In-Time Perforating as Multi-Stage Fracturing Technique for Horizontal Wells*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 8 – 10 October 2012, SPE 160 034.
2. Appleton, J., Rivenbark, M.: *Cemented Versus Open Hole Completions: What is Best for Your Well*? Middle East Unconventional Gas Conference and Exhibition, Muscat, Oman, 28 – 30 January 2013, SPE 163 946.
3 Armstrong, L. A.: *Optimizing the Planning, Design and Drilling of Extended Reach and Complex Wells*, Saudi Arabia Section Technical Symposium and Exhibition, Al-Khobar, Saudi Arabia, 15 – 18 May 2011, SPE 149 099.
4. Augustine, J. R.: *How Do We Achieve Sub-Interval Fracturing?* Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 30 October – 2 November 2011, SPE 147 179.
5. Beliveau, D.: *Heterogeneity, Geostatistics, Horizontal Well, and Blackjack Poker*, Journal of Petroleum Techology, December 1995, p. 1068 – 1074.
6. Benish, T. *et al.*: *Advancing Multi-Stage Fracturing Using Horizontal JITP and Autonomous Completion Systems*, International Petroleum Technology Conference, Beijing, China, 26 – 28 March 2013, IPTC 16 813.
7. Casero, A. *et al.*: *Open Hole Multi-Stage Completion System in Unconventional Plays: Efficiency, Effectiveness and Economics*, Middle East Unconventional Gas Conference and Exhibition, Muscat, Oman, 28 – 30 January 2013, SPE 164 009.
8. Entchev, P. B. *et al.*: *Autonomous Perforating System for Multizone Completions*, Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 30 October – 2 November 2011, SPE 147 296.
9. Gui, F. *et al.*: *The Influence of Wellbore Stability on the Feasibility of Extended Reach Drilling Wells*: *A Case Study From Offshore Vietnam*, Drilling Technology Conference and Exhibition, Tianjin, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 156 221.
10. Guo, Q. *et al.*: *Shale Gas Drilling Experience and Lessons Learned from Eagle Ford*, Americas Unconventional Resources Conference, Pittsburgh, Pennsylvania, USA, 5 – 7 June 2012, SPE 155 542.
11. Gupta, V. P. *et al.*: *Expanding the Extended Reach Envelope at Chayvo Field, Sakhalin Island*, Drilling Conference and Exhibition, Fort Worth, Texas, USA, 4 – 6 March 2014, IADC/SPE 168 055.
12. Hummes, O. *et al.*: *Using Advanced Drilling Technology to Enable Well Factory Concept in the Marcellus Shale*, Drilling Conference and Exibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 466.
13. Knott, D.: *BP completes record extended-reach well*, Oil & Gas Journal, January 19, 1998, p. 24 – 26.

14. James, R. W. *et al.*: *Successful Optimization Strategies Combine to Deliver Significant Performance Boost at the Edge of the ERD Envelope, Sakhalin Island, Russia,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 150 959.

15. Liu, X., Samuel, R.: *Catenary Well Profiles for Extended and Ultra-Extended Reach Wells,* Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, USA, 4 – 7 October 2009, SPE 124 313.

16. Lohoefer, D. *et al.*: *New Barnett Shale Horizontal Completion Lowers Cost and Improves Efficiency,* Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 24 – 27 September 2006, SPE 103 046.

17. McCormick, J., Liu, G.: *Torque and Drag Modeling Advanced Technique and Troubleshooting,* Annual Technical Conference and Exibition, San Antonio, Texas, USA, 8 – 10 October 2012, SPE 156 945.

18. Menand, S. *et al.*: *Axial Force Transfer of Buckled Drill Pipe in Deviated Wells*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 17 – 19 March 2009, SPE/IADC 119 861.

19. Mota, M. O. *et al.*: *Near Field Developments with an Upgraded Brown-Field Platform Rig: Sharing the Learning from a Three-Well Extended Reach Drilling (ERD) Program,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 193.

20. Oppermann, H.: *Operation of Germany's Largest Oilfield Mittelplate and Planning Further Exploratory Drilling in UNESCO World Natural Heritage Site Enclaves*, International Conference on Health, Safety and Environment, Perth, Australia, 11 – 13 September 2012, SPE 156 581.

21. Schlosser, D. *et al.*: *Reducing Water Volume in Multistage Fracturing Using Slinding Sleeves and Coiled-Tubing-Deployed, Resettable Frac Isolation*, SPE/ICoTA Coiled Tubing & Well Intervention Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 26 – 27 March 2013, SPE 163 935.

22. Sonowal, K. *et al.*: *How Continuous Improvement Lead to the Longest Horizontal Well in the World*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 17 – 19 March 2009, SPE/IADC 119 506.

23. Tavallali, M. *et al.*: *Assessment of SAGD Well Configuration Optimization in Lloydminster Heavy Oil Reserve*, European Unconventional Resources Conference and Exhibition, Vienna, Austria, 20 – 22 March 2012, SPE 153 128.

24. Vighetto, R. *et al.*: *Teamwork, downhole technology expedites Tierra del Fuego operations*, Oil & Gas Journal, June 7, 1999, p. 60 – 65.

25. Walker, M. W.: *Pushing the Extended Reach Envelope at Sakhalin: An Operator's Experience Drilling a Record Reach Well,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2011, IADC/SPE 151 046.

26. Weltzin, T. *et al.*: *Measuring Drill Pipe Buckling Using Continuous Gyro Challenges Existing Theories,* Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Jakarta, Indonesia, 25 – 27 August 2008, IADC/SPE 115 930.

27. Zimmer, C. *et al.*: *Drilling a Better Pair*: *New Technologies in SAGD Directional Drilling*, Journal of Canadian Petroleum Technology, March 2012, p. 115 – 126. (CSUG/SPE 137 137).

13

REINTRĂRI. SONDE MULTILATERALE

Când o sondă de extracţie este inundată, avariată ori şi-a epuizat potenţialul productiv, este convenabil uneori să se abandoneze porţiunea ei inferioară şi, de la o anumită adâncime, să se resape în altă direcţie. Sonda *reintră* în stratul productiv într-o zonă nouă, nedrenată. Şi atunci când o sondă nu-şi atinge ţinta, nimereşte într-o zonă inundată ori sterilă, este avariată sau abandonată, se poate fora o *reintrare*. Costul reintrării este mai scăzut decât al unei sonde noi, forate de la suprafaţă, iar impactul asupra mediului este mai redus. Dacă stratul productiv este orizontal, o sondă, iniţial verticală, poate fi redirijată de-a lungul lui: se măreşte zona de drenare, se evită formarea conurilor de apă sau de gaze.

Există situaţii când pe o platformă marină nu mai sunt disponibile locaţii pentru sonde noi. În loc să se monteze o altă platformă este mai economic să se foreze reintrări din sonde vechi.

Zona de drenare a unei sonde se extinde dacă din gaura principală se forează mai multe ramificaţii în acelaşi strat ori în strate diferite: debitul sondei poate creşte de câteva ori. Asemenea sonde sunt numite *sonde multilaterale*. Ramificaţiile pot avea orice direcţie: descendentă, orizontală sau chiar ascendentă.

Cele două tipuri de sonde, de reintrare şi multilaterale, au multe caracteristici comune: modul de ieşire din gaura principală, sistemul de etanşare a joncţiunii, metoda de completare şi chiar cea de exploatare.

1. Ieşirea dintr-o sondă tubată

Pentru a ieşi lateral dintr-o sondă tubată, în coloana de burlane trebuie tăiată o deschidere adecvată, la adâncimea care interesează. Deschiderea poate fi frezată pe toată circumferinţa coloanei, pe o anumită lungime, sau numai într-o parte, sub forma unei ferestre eliptice. Se frezează coloane intermediare, de exploatare, lainere, chiar şi două coloane tubate una în alta.

1.1. Frezarea circumferenţială

Coloana de burlane se taie cu un cuţit cu lame expandabile, care este rotit de la suprafaţă cu ajutorul garniturii de prăjini (fig. 1).

Lungimea secţiunii frezate depinde de diametrul coloanei şi de unghiul de înclinare a motorului submersibil ce va fi utilizat pentru ieşirea din coloană.

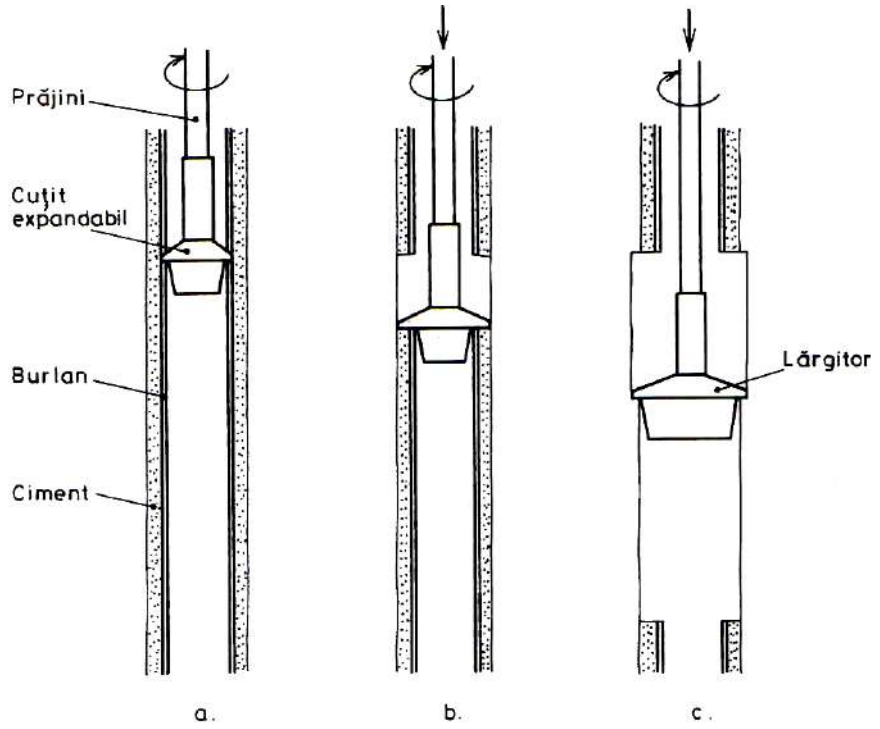

Fig. 1. *Frezarea circumferenţială a unei coloane:*
a – retezarea; b – frezarea longitudinală; c – lărgirea găurii.

Uzual, porţiunea frezată este de 10 – 20 m, mai lungă la coloanele de burlane cu diametrul mai mare.

Se formează apoi, la echilibru, un dop de ciment în zona care a fost frezată. După întărire, dopul de ciment se frezează cu o sapă cu role până la capătul superior al secţiunii deschise.

În continuare, se introduce un ansamblu cu motor de dirijare şi cu un sistem de orientare. Din cauza influenţei magnetice a burlanelor, ansamblul se orientează giroscopic. Cum giroscopul este sensibil la vibraţiile din timpul forajului, el se extrage şi prima porţiune se frezează neorientat (la fiecare 2 – 3 m se poate verifica poziţia ansamblului). După ce gaura nouă se îndepărtează suficient de coloană, se dirijează cu un sistem MWD. Dacă sonda este înclinată, peste 5^{o}, dispozitivul de dirijare se orientează de la început gravitaţional. Există în prezent şi giroscoape care pot fi folosite în timpul forajului (GMWD).

Unghiul de dezaxare a motorului de dirijare poate ajunge la 4°, iar intensitatea de deviere la 4 – 5°/10 m. La dezaxări mici, ansamblul poate fi rotit.

Este de dorit ca în zona frezată burlanele să fie bine cimentate, altminteri ele se mişcă în timpul lucrului, cuţitele lucrează neuniform şi se pot chiar rupe. În caz contrar, se recomandă o cimentare sub presiune a zonei, înainte de frezare.

Metoda necesită mai multe marşuri şi durează destul de mult. Cantitatea de şpan metalic este mare, se evacuează dificil şi creează probleme. Joncţiunile nu pot fi etanşate.

1.2. Frezarea unei ferestre laterale

În loc să se frezeze coloana de burlane pe întreaga circumferinţă, se taie doar o fereastră laterală, în direcţia dorită. Metoda presupune fixarea unei pene de deviere orientate în coloană, sub punctul de schimbare a direcţiei, şi introducerea unei freze, care, lunecând pe jgheabul penei, frezează coloana lateral. Fereastra are o formă eliptică, de-a lungul coloanei, cu lungimea de câţiva metri.

Durata operaţiei de frezare a unei ferestre este mai mică decât cea necesară tăierii circumferenţiale. Volumul de metal ce se îndepărtează este mai redus, nu mai este nevoie de dopul de ciment în dreptul ferestrei şi, după mai multe perfecţionări, s-a ajuns ca întreaga operaţie să fie făcută într-un singur marş.

Ansamblul introdus în sondă este format din ancora penei, pana de deviere, un set de două sau trei freze, reducţia de orientare sau un sistem MWD, o prăjină intermediară amagnetică şi un set de prăjini grele sau intermediare (fig. 2).

Unghiul de înclinare al penelor de deviere este de $1 - 3^{o}$. La înclinări mari, înălţimea ferestrei este mai mică, iar intensitatea de deviere creşte. Unele pene au spre capete două zone scurte cu înclinări mai mari, pentru împingerea frezei în burlanul frezat, la început, şi pentru ieşirea din coloană, la sfârşitul frezării.

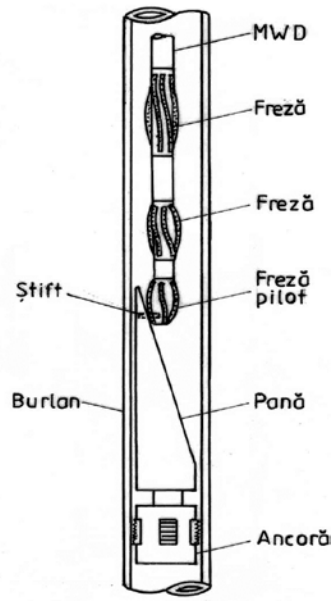

Fig. 2. *Ansamblu de frezare a unei coloane de burlane.*

Pana este prinsă cu un bolţ de forfecare de prima freză, cea de frezare propriu-zisă, de atac; celelalte freze, de tipul pepene, servesc la corectarea ferestrei. Prima freză poate avea o formă parabolică sau în două trepte cilindrice.

Antrenarea se face de la suprafaţă. Când sunt dorite intensităţi mari de deviere se poate folosi un sistem de dirijare rotary sau un motor de fund dezaxat.

Pana se orientează cu jgheabul ei în direcţia dorită cu un giroscop introdus cu cablu în reducţia de orientare. La sonde cu înclinări mari, peste 5°, se poate folosi sistemul MWD şi orientarea se face gravitaţional.

După ce ansamblul este introdus la adâncimea dorită şi este orientat, ancora penei este armată hidraulic prin intermediul unei ţevi de cupru sau furtun metalic care face legătura între prima freză şi ancoră printr-un canal din interiorul penei.

În figura 3 este prezentată o ancoră hidraulică Watherford. Când diferenţa dintre presiunea aplicată în interiorul ancorei şi ce din sondă atinge o anumită valoare se rup ştifturile de fixare a pistonului ancorei, se eliberează un arc comprimat şi bacul de împănare este împins în peretele coloanei din jur.

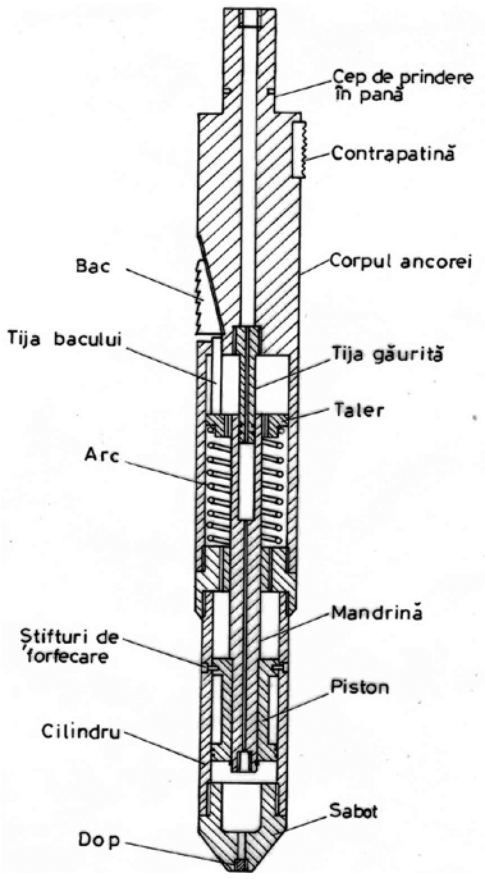

Fig. 3. *Ancoră hidraulică.*

Figura 4 prezintă un dispozitiv folosit pentru armarea ancorei hidraulice. Cu ajutorul unei duze montate în interiorul frezei premergătoare se creează în faţa ei o presiune p_1 astfel încât să se asigure diferenţa de presiune $\Delta p = p_1 - p_2$ necesară armării ancorei; p_2 reprezintă presiunea din spaţiul inelar în dreptul ancorei. Cele două presiuni sunt determinate de adâncimea şi profilul sondei, de densitatea şi proprietăţile reologice ale noroiului, de debitul de circulaţie, iar cea de la intrarea în duză şi de diametrul acesteia. Dacă pentru orientare se foloseşte un sistem MWD cu pulsaţii de noroi, debitul ales pentru armarea ancorei trebuie să depăşească debitul optim de funcţionare a sistemului. Problema practică constă în alegerea diametrului interior al duzei.

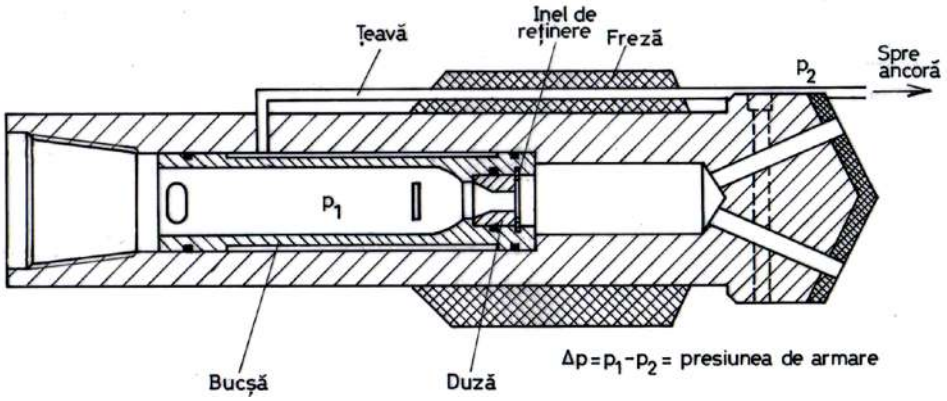

Fig. 4. *Sistemul* AccuSet (Watherford) *de armare a ancorei hidraulice*.

Pentru armarea ancorei există şi alte sisteme, ca de exemplu o valvă de circulaţie cu mai multe cicluri, care permite orientarea cu MWD. Prin pornirea şi oprirea alternativă a pompei de noroi se deschide mai întâi circuitul hidraulic al noroiului prin duzele frezei, apoi acesta se închide şi se deschide circuitul pentru armarea ancorei [4].

Se folosesc şi ancore mecanice, de talpă, care se sprijină cu o tijă mobilă fie pe un dop introdus anterior, lansat cu cablu şi armat electric sau termic, fie pe un dop de ciment format mai înainte.

Există şi pene prevăzute direct cu ancoră.

După ancorarea penei, se lăsă o anumită greutate, se foarfecă ştiftul de prindere a frezei de pană şi începe frezarea ferestrei, cu apăsare şi turaţie relativ reduse.

După frezarea coloanei, se avansează în rocă câţiva metri, de obicei pe lungimea ansamblului de fund, se corectează intervalul frezat, apoi ansamblul cu freze se extrage. Se introduce după aceea un ansamblu cu sapă, cu motor dezaxat sau cu sistem de dirijare rotary [16]. Când distanţa faţă de coloana de burlane este suficient de mare, peste 20 m, dirijarea continuă cu un sistem magnetic MWD.

S-au construit sape cu PDC capabile să frezeze fereastra şi să continue forajul pe intervale de sute de metri, chiar pînă la atingerea ţintei [6, 27].

Dacă este necesar să se revină în gaura principală, pana trebuie extrasă. Pe suprafaţa înclinată, penele retractabile au o gaură în care intră un cârlig introdus cu garnitura. În locul penei se poate fixa un deflector, prin care trece tubingul introdus în gaura principală. Dacă nu se mai revine în gaura principală, aceasta se izolează înainte de frezare, sub zona de fixare a penei, cu un dop de ciment.

Pentru o izolare temporară, se poate folosi o ancoră-packer.

Când se alege adâncimea unde se fixează pana şi orientarea ei, trebuie să ia în considerare câteva principii:

– distanţa până la ţintă să fie cât mai mică;

– intensităţile de deviere să fie moderate;

– să nu existe riscul de coliziune cu sondele vecine, problemă nu lipsită de importanţă mai ales la forajul marin de pe platforme unde s-a forat deja un număr mare de sonde [26].

Pana de deviere se fixează în dreptul oricăror roci, dar sunt preferabile roci mai slabe (nisipuri, marne nisipoase), între două mufe (la circa 1,5 m deasupra unei mufe), în zone cimentate. În sonde înclinate, este recomandabil ca fereastra să fie frezată spre partea superioară a sondei, pentru că greutatea ansamblului tinde să reducă înclinarea [26]. Dar, dacă ţinta este în altă direcţie, sonda poate fi prea răsucită [17]. Pot exista şi probleme de instabilitate a pereţilor [10]. Astfel că, nu rareori, reintrările se execută chiar în partea de jos a sondei, dar cu anumite adaptări [17, 26].

Intensităţi de deviere mari se obţin cu motoare dezaxate scurte [1].

Problemele care pot interveni la frezarea unei ferestre într-o coloană sunt:

– apariţia vibraţiilor, mai ales când coloana nu este bine cimentată;

– momente mari în timpul frezării [21];

– marşuri neprevăzute, pentru curăţarea şpanului metalic, de exemplu;

– dificultăţi la extragerea penelor când este cazul (se blochează cu şpan);

– turtirea coloanei din cauza reducerii rezistenţei în zona ferestrei.

Înaintea frezării se face întotdeauna un marş de curăţare a sondei, cu un ansamblu format dintr-o freză conică, două freze pepene şi un curăţitor rotativ.

Ca fluid de frezare se poate folosi apa, dar în continuare se forează cu un noroi adecvat formaţiunilor traversate.

Când sapa trece prin zona ferestrei, ea se coboară şi se ridică încet, pentru a evita agăţarea. Se evită rotirea sapei şi mai ales a stabilizatorului de deasupra ei pe suprafaţa penei.

Modul de armare, forma şi diametrul frezelor, distanţa dintre ele, elasticitatea ansamblului sunt esenţiale pentru reuşita operaţiei de frezare [14].

Când trebuie forată o ramificaţie cu diametrul relativ mic şi este nevoie ca dintr-o sondă apropiată de verticală să se ajungă pe un interval scurt la orizontală, este indicată folosirea tubingului flexibil. Metoda este oportună şi pe platforme de producţie marine când nu este posibil sau este prea scump să se

monteze o instalaţie de reparaţii, când se aplică tehnologia forajului subechilibrat. Se beneficiază şi de toate avantajele forajului cu tubing înfăşurat pe tobă: reducerea duratei şi a costurilor operaţiei, impact mai redus asupra mediului, siguranţă sporită, personal mai puţin. Se foloseşte tubing de 2 3/8 sau 2 7/8 in, şi se obţin intensităţi de deviere de 10 – 15°/10 m [3, 12, 18, 20].

Toate operaţiile, de frezare a coloanei, foraj, tubare, cimentare şi perforare a lainerului tubat în ramificaţia laterală, cu tubingul înfăşurat pe tobă, se pot face în absenţa tubingului de producţie din sondă sau prin el. În cea de a doua variantă nu este necesar să se omoare sonda, să se demonteze capul de erupţie şi să se extragă tubingul. În ambele variante este nevoie de o pană, orientată şi armată în coloana sau lainerul din care trebuie ieşit prin frezare. Dar în cea de a doua variantă, pana trebuie să treacă prin interiorul tubingului şi apoi printr-un sistem expandabil să fie armată în coloană [12].

Figura 5 prezintă o schemă de realizare a unei reintrări prin tubingul de producţie. Prin tubing de 4 1/2 in, de exemplu, se poate fora cu o sapă de 3 in bicentrică şi tuba un lainer de 2 7/8 in. Lainerul se lansează cu tubingul înfăşurat pe tobă şi pentru că acesta nu poate fi rotit, diversele operaţii, printre care eliberarea lui, se realizează prin lansarea unei bile şi manevre sus-jos [18, 25]. Lainerul se cimentează parţial sau în întregime; în ultimul caz se perforează tot cu ajutorul tubingului înfăşurat pe tobă.

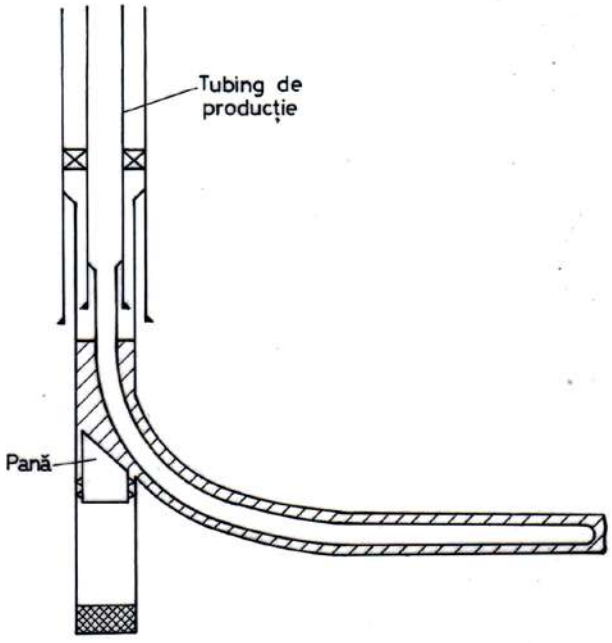

Fig. 5. *Frezarea unei coloane de burlane prin tubingul de producţie.*

2. Ieşirea dintr-o sondă netubată

Există situaţii când trebuie ieşit dintr-o sondă, lateral, într-o zonă netubată. De exemplu:

– o parte din garnitura de foraj sau alte instrumente sunt prinse în sondă, nu pot fi extrase şi trebuie luată o nouă gaură de sondă pe lângă porţiunea avariată;

– se forează o sondă de explorare într-o zonă puţin cunoscută şi apoi se sapă o ramificaţie a acesteia, pentru exploatare sau tot pentru cercetare;

– în cazul şisturilor gazeifere, dar nu numai, se forează adesea una sau mai multe sonde de cercetare verticale pentru a colecta datele necesare şi apoi ele se resapă orizontal de-a lungul stratului productiv şi devin sonde de exploatare;

– într-o zonă productivă, din sonda principală se forează ramificaţii laterale şi sonda devine multilaterală.

În mod curent, se formează un dop de ciment, la adâncimea dorită, cu lungimea de 50 – 150 m, şi sonda se deviază cu un motor dezaxat. Procedeul durează câteva zile şi nu totdeauna reuşeşte. Dacă rocile din jur sunt mai dure decât cimentul, sonda tinde să urmeze traseul vechi. Iniţierea unei găuri noi este dificilă în sonde cu înclinări foarte mari, la adâncimi mari şi atunci când cimentul se întăreşte cu întârziere. În astfel de situaţii, se formează alt dop, mai lung, şi operaţia se reia, eventual cu un motor cu dezaxare mai mare, orientat în altă direcţie şi cu viteze de avansare reduse. Când se doreşte accesul ulterior în gaura principală, procedeul nu este oportun.

Din aceste motive, se utilizează în prezent şi alte metode, mai sigure, mai economice şi mai rapide, care presupun folosirea penei de deviere [5, 16]. Unele sunt aplicate şi la ieşirea dintr-o sondă tubată.

Aceste metode pot fi grupate în două categorii. Prima categorie include metode care nu permit revenirea în porţiunea de sondă de sub punctul de ieşire şi de regulă ele presupun formarea unui dop de ciment, sub punctul de deviere.

Pentru a elimina marşul suplimentar necesar formării dopului de ciment, pana şi cu ancora ei pot fi prelungite cu o ţeavă suficient de lungă cu ajutorul căreia este format dopul, după orientarea penei şi armarea packerului ei.

Dacă în sondă a fost lăsată, prin deşurubare, o parte din garnitura de foraj, prinsă şi nerecuperabilă, se poate înşuruba pana, prevăzută cu un cep potrivit, în mufa din capătul prăjinilor lăsate în sondă. Acestea din urmă vor constitui ancora penei.

Când este necesar accesul sub punctul de deviere în gaura de sondă iniţială, pana se introduce cu o ancoră care se armează hidraulic în pereţii găurii de sondă, într-o zonă suficient de rezistentă, cu ajutorul unor bacuri. Ansamblul pană-ancoră este prins cu un ştift de o reducţie din capătul garniturii de lansare. După orientarea penei şi armarea packerului, garnitura se ridică, ştiftul de prindere se foarfecă şi garnitura se extrage. Se introduce apoi o sapă cu motor dezaxat şi se forează noua gaură de sondă. În altă variantă, pana este prinsă cu un ştift de sapa cu care se va fora, eliminând astfel un marş. Gaura de sondă iniţială devine accesibilă după extragerea penei şi a packerului.

3. Sonde multilaterale

3.1. Beneficii potenţiale. Riscuri şi dezavantaje

Cu sonde multilaterale se urmăreşte fie o creştere a ariei de drenare dintr-un colector, fie exploatarea simultană a mai multor colectoare izolate între ele. Obiectivul principal îl constituie creşterea productivităţii unei sonde cu investiţii suplimentare minime. Înainte de a fora astfel de sonde trebuie evaluate creşterile de producţie şi costurile aferente.

În general, sondele multilaterale sunt oportune când se exploatează ţiţeiuri grele şi vâscoase, blocuri productive mici sau izolate, rezervoare lenticulare, zăcăminte marginale, strate subţiri, orizonturi cu caracteristici diferite, când se adiţionează zone noi, nedrenate, mai rar la zăcăminte de gaze. În cazul injecţiei de apă se poate mări zona de spălare.

Cu sonde multilaterale se reduce numărul capetelor de erupţie şi lungimea conductelor în cazul exploatărilor submarine.

Sondele multilaterale sunt indicate şi atunci când condiţiile de suprafaţă nu permit amenajarea de locaţii noi, când pe platformele marine nu sunt disponibile sloturi pentru alte sonde, dar şi în lucrări de cercetare geologică.

Numeroase sonde multilaterale s-au forat în Orientul Mijlociu, chiar cu şase ramificaţii, ca de exemplu în Abu Dhabi, în largul mării, unde se întâlnesc multe orizonturi productive dolomitice subţiri, unele cu grosimea sub 1,5 m, izolate de bariere impermeabile de anhidrit [30], în Venezuela, pentru exploatarea unor ţiţeiuri vâscoase [11, 23], în Marea Nordului [8],în Brazilia [19], în Alaska [24].

Sonde multilaterale se forează şi pentru exploatarea gazelor de şist [7], a celor din zăcăminte cu permeabilitate foarte mică, a gazului metan din cărbune.

Riscurile pot fi de natură economică, tehnică sau tehnologică. Se concentrează investiţii mari, care vor fi irosite dacă sondele nu vor produce la potenţialul aşteptat.

Realizarea sondelor multilaterale este dependentă de tehnologii costisitoare de foraj, completare şi exploatare. Intervenţiile în ramificaţiile sondelor multilaterale sunt de obicei dificile, uneori chiar imposibile, controlul exploatării în fiecare ramificaţie este de asemenea complicat.

Stabilitatea rocilor din jurul joncţiunilor – implicit presiunea de surpare, presiunea de fisurare, densitatea adecvată a noroiului – este determinată de forma geometrică şi de orientarea lor în raport cu direcţiile tensiunilor principale din masivul de roci. Ea poate fi diferită de cea a rocilor din pereţii găurilorde sondă circulare.

Poziţionarea, orientarea, unghiul sub care sunt iniţiate, numărul, spaţiul dintre ele şi lungimea ramificaţiilor sunt determinate de condiţiile gelogice şi de exploatare concrete pe structura respectivă, de adâncimea stratelor productive, de mijloacele şi experienţa disponibile, dar presupun şi o anumită optimizare pentru a obţine o rentabilitate maximă.

3.2. Clasificări

Sondele multilaterale pot fi clasificate după diverse criterii:
– configuraţia spaţială;
– modul de completare;
– accesibilitatea în ramificaţii şi în sonda principală;
– modul de izolare a joncţiunilor;
– controlul curgerii din fiecare ramificaţie.

Configuraţia spaţială a unei sonde multilaterale este determinată în primul rând de configuraţia structurii exploatate, dar şi de caracteristicile geometrice (grosime, lungime, înclinare, adâncime) şi fizice (porozitate, permeabilitate, saturaţie, presiune) ale colectoarelor urmărite, de proprietăţile fluidelor exploatate, de strategia adoptată pentru exploatare sau injecţie şi de numeroase restricţii geologice, tectonice, tehnologice, de suprafaţă etc.

Se întâlnesc diverse configuraţii de sonde multiple, cele mai multe modulate din punct de vedere hidrodinamic:

a. cu ramificaţii una sub alta (*în stivă*), utilizate pentru exploatarea a două sau mai multe strate izolate prin bariere impermeabile (fig. 6, *a*); sondele pot fi duale, trilaterale sau multilaterale;

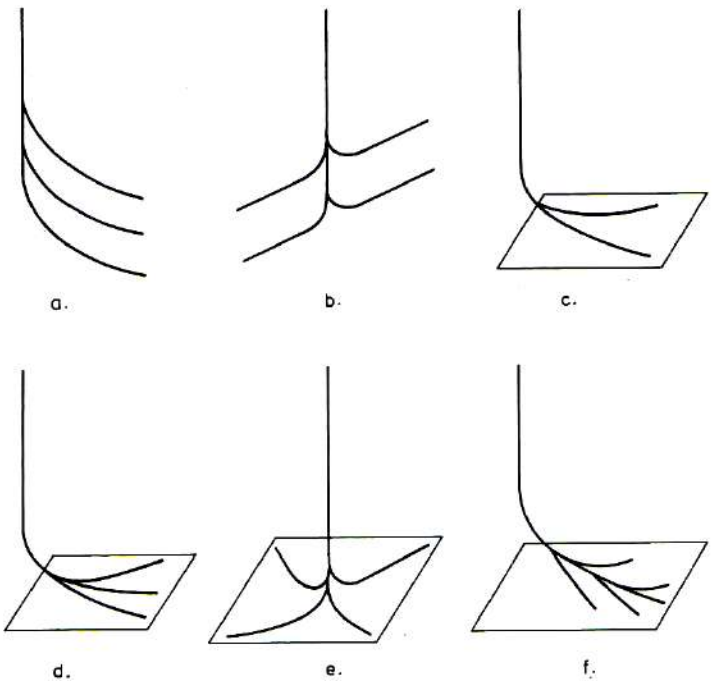

Fig. 6. *Sonde multilaterale:*
a – în stivă; b – cu ramificaţii opuse; c – bifurcate;
d – în furculiţă; e – radiale; f – în solzi de peşte.

b. *cu ramificaţii opuse*, aproximativ la 180°, unele în susul stratelor şi celelalte în josul lor (fig. 6, *b*); sunt oportune când zonele productive traversate se extind în ambele direcţii; sondele pot fi duale, pentru un singur strat, sau multilaterale, pentru mai multe strate;

c. *bifurcate* (în *Y*); cele două ramuri sunt relativ simetrice (fig. 6, *c*);

d. *în furculiţă*, cu ramurile laterale în plan orizontal dintr-o sondă principală orizontală (fig. 6, *d*);

e. *cu ramificaţii în toate direcţiile*, în plan orizontal (radiale, eventual în cruce), descendente sau ascendente (pentru drenare gravitaţională) (fig. 6, *e*);

f. *în solzi de peşte*, cu ramificaţii verticale sau orizontale forate dintr-o sondă orizontală (fig. 6, *f*) [28, 29].

După *modul de completare*, sondele multilaterale pot fi:

– netubate, nici în zona de iniţiere a ramificaţiilor, nici de-a lungul lor;

– tubate în zona de iniţiere, dar cu lateralele lăsate libere;

– tubate în zona de iniţiere şi cu lateralele tubate cu lainere sliţuite;

– tubate în zona de iniţiere şi cu lateralele tubate, cimentate şi perforate;

– cu completare dual㠖

Accesibilitatea este determinată de modul de completare, dar mai ales de complexitatea echipamentelor introduse. În unele sonde, accesul este posibil în toate ramificaţiile, eventual şi în ramura principală, în altele, acesta este problematic sau chiar imposibil.

Izolarea hidraulică a joncţiunilor este determinată tot de modul de completare. Există joncţiuni etanşe şi joncţiuni neetanşe.

Clasificarea TAML. Deşi forajul sondelor multilaterale a căpătat amploare doar după 1995, există deja o mare varietate de sisteme folosite pentru completarea acestora. Ele au urmat un anumit proces evolutiv, de perfecţionare continuă, dar diferă în mare măsură de la o firmă la alta. Domeniul lor de aplicare este determinat de caracteristicile formaţiunilor productive şi ale celor din zona joncţiunilor, de presiunea diferenţială preconizată, de necesitatea intervenţiei în ramificaţii (pentru curăţarea dopurilor de nisip, pentru stimulare), de producţia aşteptată, de necesitatea controlului presiunii în ramificaţii, de dorinţa exploatării selective etc.

Grupul de operatori TAML (*Technology Advancement for Multilaterals*) au adoptat, prin 1997, o clasificare a sondelor multilaterale cu şase niveluri, plecând de la cele netubate, forate în roci bine consolidate – nivelul 1, până la cele care oferă integritate mecanică şi hidraulică deplină a joncţiunilor – nivelurile 5 şi 6 [11, 13].

Sondele de niveluri superioare sunt mai complexe şi mai scumpe, de aceea sunt şi mai puţin răspândite.

Intervenţia în diversele ramificaţii se realizează cu tubing obişnuit ori cu tubingul înfăşurat pe tobă şi presupune adeseori mijloace speciale. Nu rareori se face prin încercări.

În cele ce urmează sunt prezentate pe scurt caracteristicile celor şase niveluri.

Nivelul 1. Atât gaura de sondă principală, cât şi ramificaţiile laterale rămân netubate (fig. 7). Ramificaţiile pot fi, eventual, tubate cu lainere şliţuite. Sistemul se practică în roci bine consolidate: gresii, calcare.

El este cel mai uşor de realizat, cu ansambluri folosite uzual la schimbarea direcţiei, de regulă cu motoare de fund dirijabile. De altminteri, este şi cel mai răspândit sistem: în SUA, Canada, Orientul Mijlociu, Rusia, Germania, Algeria.

Numărul ramificaţiilor ajunge adesea la şase şi chiar mai mult.

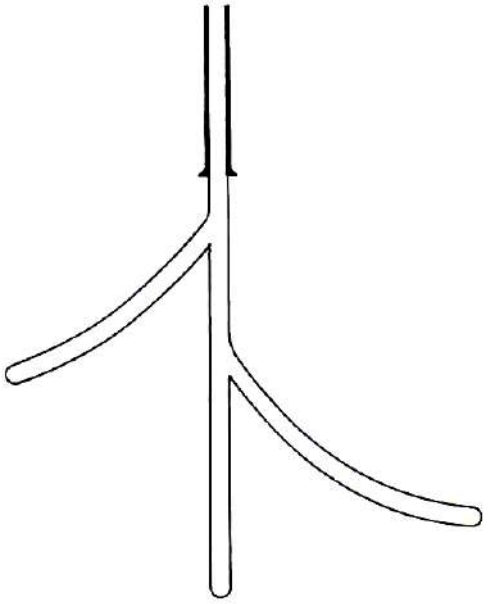

Fig. 7. *Sondă multilaterală de nivel 1.*

Neexistând nici-o izolare, controlul curgerii nu este posibil, iar accesul în ramificaţii este dificil, dacă nu chiar imposibil.

Există şi unele variante mai complicate, în care ramificaţiile pot fi izolate pentru a controla curgerea selectiv, iar unele permit reintrarea cu tubing înfăşurat pe tobă. În dreptul ramificaţiilor, gaura principală este echipată cu nişte nipluri prevăzute cu ferestre în faţa găurilor laterale, cu packere de formaţiune şi cu dispozitive de deflecţie. Ferestrele pot fi închise cu nişte bucşe glisante sau cu dopuri manevrate cu tubingul înfăşurat pe tobă ori cu cablu.

Nivelul 2. Gaura de sondă principală este tubată şi cimentată, iar ramificaţiile rămân netubate (fig. 8). Ramificaţiile, inclusiv joncţiunile lor, sunt practicate în roci bine consolidate.

Sistemele de nivel 2 sunt destul de răspândite – cu precădere în Orientul Mijlociu – şi, împreună cu primul, cele două constituie nivelurile cu joncţiuni deschise. Ele nu permit nici o izolare hidraulică.

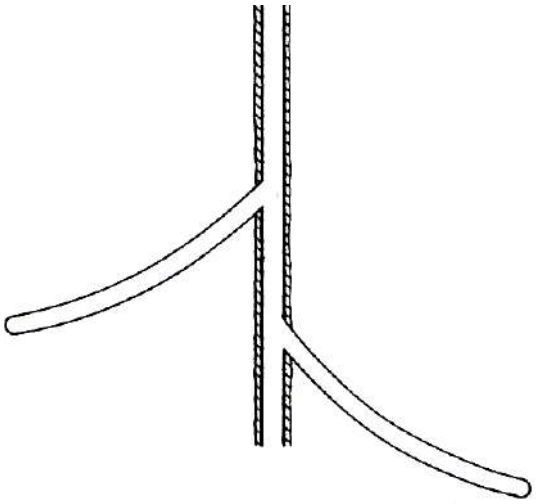

Fig. 8. *Sondă multilaterală de nivel 2.*

Există două variante principale:
– cu ferestre prefrezate;
– cu pene recuperabile.

Prima variantă este posibilă doar la sonde noi; este aplicată şi la alte niveluri. În coloana de burlane, la adâncimile dorite, sunt prevăzute ferestre de ieşire, prefrezate, orientate giroscopic înaintea cimentării coloanei. Ferestrele sunt acoperite cu bucşe din aluminiu, fibre de sticlă sau alte materiale frezabile, suficient de rezistente pentru a nu se sparge sau turti în timpul tubării şi cimentării coloanei de burlane. Când bucşa este în interior, ea poate fi glisată de la suprafaţă (fig. 9). Dacă este în exterior trebuie frezată, ceea ce presupune armarea unei pene dedesubt: avantajul principal constă în faptul că şpanul este evacuat mult mai uşor, chiar în timpul frezării, ceea ce nu se întâmplă la frezarea coloanelor din oţel [8].

La forajul ramificaţiilor, se introduc pene orientate şi armate în diverse moduri. În coloana în care urmează să se frezeze una sau mai multe ferestre se pot monta în timpul tubării nişte mufe prevăzute cu sisteme de blocare a penelor şi care nu restricţionează trecerea prin ele: pot trece chiar pene care vor fi armate mai jos. Penele se armează printr-o simplă rotire.

În a doua variantă, ferestrele sunt frezate după introducerea, pentru fiecare ramificaţie în parte, a unei pene recuperabile ancorate în coloană.

Se întâlnesc diverse tipuri de pene, cu ancore sau packere armate hidraulic ori mecanic. Uneori packerul este recuperabil, alteori rămâne în sondă.

Există posibilitatea de acces în fiecare ramificaţie şi de control al curgerii sau al injecţiei în fiecare dintre ele (prin packerul nerecuperabil, cu tubing înfăşurat pe tobă ori cu tubing cu diametrul mic).

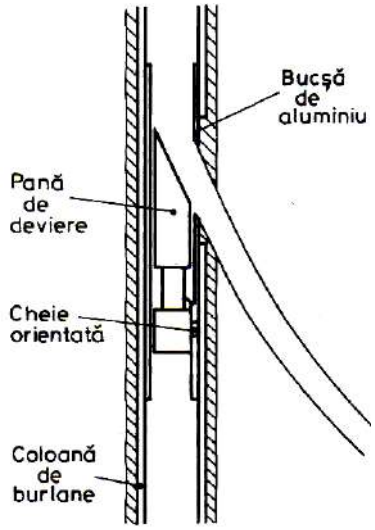

Fig. 9. *Ieşirea dintr-o coloană printr-o fereastră prefrezată.*

Nivelul 3. Gaura de sondă principală este tubată şi cimentată, ramificaţiile sunt tubate, dar necimentate (fig.10). Ramificaţiile, uneori şi gaura principală, sunt tubate cu lainere şliţuite. Joncţiunile au doar integritate mecanică.

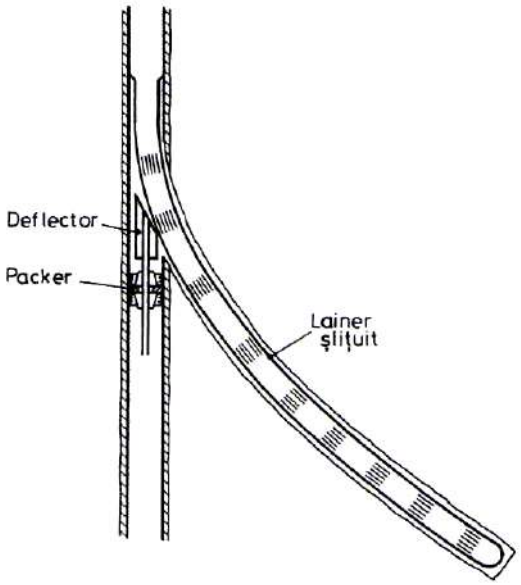

Fig. 10. *Sondă multilaterală de nivel 3.*

Nivelul 3 se foloseşte în roci neconsolidate, unde este necesar să se reţină nisipul, în colectoare cu ţiţeiuri grele, fără cap de gaze: Oman, Thailanda, Gabon, Venezuela, Canada, Alaska.

Se întâlnesc şi în acest caz diverse variante, cu ferestre prefrezate, cu ferestre frezate ulterior, cu diferite tipuri de pene şi agăţătoare de lainer.

Pentru a permite curgerea din gaura principală şi accesul în ramificaţii, după forajul acestora, capul de lainer este frezat, penele sunt înlocuite cu nişte deflectoare (divertere). Exploatarea este de regulă simultană.

Nivelul 4. Atât gaura de sondă principală, cât şi lateralele sunt tubate şi cimentate. Joncţiunile au integritate mecanică, dar nu sunt considerate etanşe (fig. 11). Sistemele de acest nivel sunt mai simple sau mai complexe, cu posibilităţi de intrare în fiecare ramură laterală, eventual cu exploatare dual㠖 Sunt întâlnite în Venezuela, China, Kuweit [2, 10].

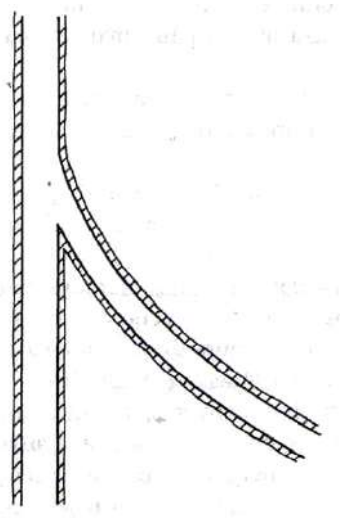

Fig. 11. *Sondă multilaterală de nivel 4.*

După tubarea şi cimentarea coloanei de burlane din gaura de sondă principală, se introduce şi se armează la adâncimea dorită o pană de deviere, orientată, se frezează fereastra din coloană şi se forează ramificaţia laterală. Apoi se tubează şi se cimentează în gaura laterală un lainer, eventual şliţuit parţial.

În continuare, sunt mai multe variante. În una dintre ele, capul lainerului rămas în coloana din gaura de sondă principală, precum şi pana de deviere, se frezează cu un şper. Porţiunea frezată din lainer şi pana îmbrăcată sunt prinse şi recuperate cu un mecanism aflat în interiorul şperului. Se restabileşte astfel comunicaţia cu gaura principală. În altă variantă se frezează doar o fereastră în capul lainerului şi în pană, dar diametrul accesului în gaura principală va fi mai mic. Există şi variante în care capul de lainer se poate dezgăţa.

Indiferent de variantă, pana plină se poate schimba cu una găurită, imediat după frezarea ferestrei din coloană. Există şi pene găurite care permit frezarea ferestrei fără a mai fi nevoie să fie schimbate.

Pentru a reintra cu tubingul în găurile laterale se folosesc diverse sisteme de deflecţie, care permit şi circulaţia prin interiorul lor. În dreptul intrărilor se pot amplasa nipluri cu ferestre care sunt închise cu bucşe glisante ori cu dopuri.

Nivelul 5. În plus faţă de sistemele de nivel 4, joncţiunile de nivel 5 au şi integritate hidraulică, realizată cu ajutorul unor tuburi şi packere de izolare plasate deasupra, sub şi la intrarea ramificaţiilor laterale (fig. 12). Etanşarea prin cimentare nu este acceptată. Astfel de sisteme s-au aplicat în Golful Mexic, Brazilia, Alaska, Marea Nordului.

Există două variante principale de completare.

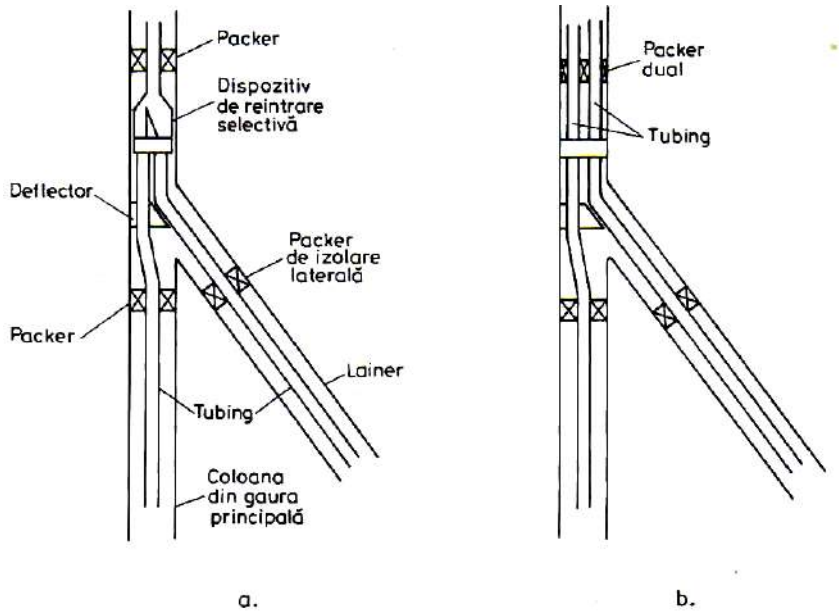

Fig. 12. *Sondă multilaterală de nivel 5:*
*a – cu exploatare simultană; b – completare dual*ă**.**

În prima variantă, deasupra intrării unei ramificaţii, se află un sistem de reintrare selectivă, de care sunt prinse atât tubingul din sonda principală, cât şi cel din ramificaţii, ambele izolate cu packere. De la sistemul respectiv, spre suprafaţă, sonda produce printr-un singur tubing (fig. 12, *a*). Prin închiderea uneia dintre ramuri, se pot exploata doar celelalte.

În a doua variantă, în sondă există două rânduri de tubing – completare dual*ă* (fig. 12, *b*). Sonda principală şi ramificaţia ei sunt exploatate separat.

Instalarea sistemelor de nivel 5 este complicată şi necesită multe marşuri.

Nivelul 6. Acesta cuprinde tot sisteme cu integritate hidraulică, dar cu joncţiunea integral metalică, sub formă de Y, fabricată la suprafaţă (fig. 13, *a*). Faţă de nivelul anterior, echipamentul de completare este mai simplu (se elimină packerele de izolare), etanşeitatea nu depinde de calitatea cimentării, se evită frezarea capetelor de lainer, lateralele pot fi construite mai târziu [22].

Joncţiunea în Y poate fi rigidă, în care caz coloana precedentă trebuie să fie suficient de largă, sau extensibilă: braţele, eventual numai unul, sunt expandate după introducere. Sonda se exploatează printr-un singur tubing sau dual.

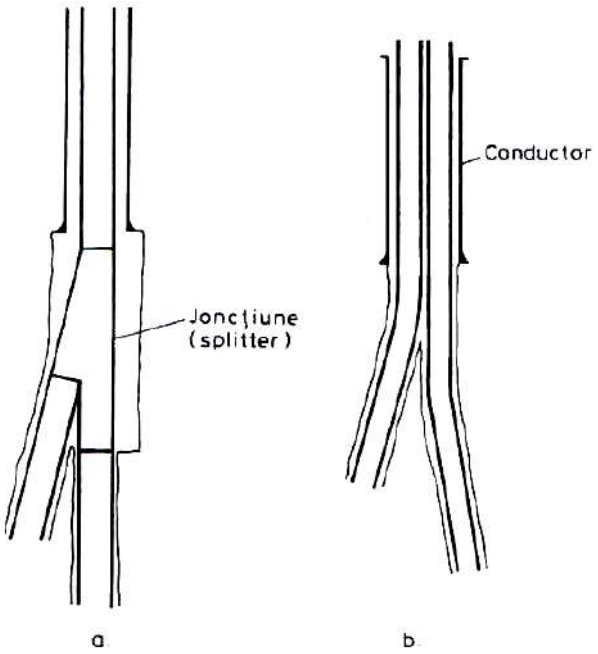

Fig. 13. *Sonde de nivel 6:*
a – cu ramificare de fund; b – duale.

În aceeaşi categorie sunt considerate şi sondele duale ramificate de la suprafaţă (fig. 13, *b*). Prin acelaşi conductor, se forează două sonde. Astfel, printr-un conductor de 36 in se tubează două coloane de 13 3/8 in, prin unul de 30 in se tubează o coloană de 13 3/8 in şi una de 9 5/8 in, iar prin unul de 20 in o coloană de 9 5/8 in şi una de 5 3/4 in [9, 15]. Coloanele respective pot fi tubate în timpul forajului, eventual dirijate.

Sondele de nivel 6 sunt convenabile pe platforme marine, pentru a micşora numărul de sloturi. Este nevoie însă de conductori cu diametrul mare.

Un astfel de exemplu se află în largul coastei de est a Malaieziei: prin acelaşi conductor sunt tubate practic două sonde şi în fiecare se află două tubinguri pentru exploatare dual [9].

Întrebări

1. *Ce se înţelege prin reintrare? La ce serveşte?*
2. *Ce se înţelege prin sonde multilaterale? Când sunt oportune?*
3. *Ce au comun o reintrare şi o sondă multilaterală?*
4. *Ce metode există pentru ieşirea dintr-o coloană de burlane?*
5. *Care este cel mai simplu mod de completare a sondelor multilaterale?*
6. *Care sonde multilaterale din clasificarea TAML au joncţiunile etanşe?*

Referinţe bibliografice

1. Al-Khamees, S. *et al.*: *The First Successful Short-Radius Re-Entry in Deep Gas Drilling in Saudi Arabia,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 139 855.
2. An Wen Hua *et al.*: *Multilateral History-Deepest Level 4 Cemented Junction Installation,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 378.
3. Bachir, Ben Amor *et al.*: *Successful Application of Underbalanced Coiled-Tubing Drilling in Horizontal Short-Radius Re-entry Well in Hassi Messaoud, Algeria*, SPE/ICoTA Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 20 – 21 March 2007, SPE 106 907.
4. Bruton, G. A. *et al.*: *Innovative Drilling System with a Built-in Kick-off Ramp Allows Dependable Curve Building in Granite Wash Formation*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 5 – 7 March 2013, SPE/IADC 163 534.
5. Campbell, J. *et al.*: *New Tools and Procedures Increase Reliability of Openhole Sidetrack Operations*, Eastern Regional Meeting, Columbus, Ohio, USA, 17 – 19 August 2011, SPE 148 904.
6. Dewey, C. *et al.*: *High Performance Wellbore Departure and Drilling System for Accessing New Target*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 138 001.
7. Durst, D. G., Vento, M.: *Unconventional Shale Play Selective Fracturing Using Multilateral Technology,* European Unconventional Resources Conference and Exhibition, Vienna, Austria, 20 – 22 March 2012, SPE 151 989.
8. Eck-Olsen, J. *et al.*: *North Sea World Record Installation - Deepest Sealed Multilateral System,* SPE Drilling & Completion, December 2012, p. 604 – 613. (SPE 145 675).
9. Erivwo, O. *et al.*: *Integrating Casing Drilling and Conductor Sharing Technology To Optimize Brownfield Redevelopment Plans*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 8 – 10 October 2012, SPE 156 054.
10. Finlay, A. *et al.*: *Innovative Whipstock Technology/Procedures Successfully Complete Challenging Low-Side, Uncemented Casing Exits, U.K. North Sea*, Deepwater Drilling and Completions Conference, Galveston, Texas, USA, 20 – 21 June 2012, SPE 149 625.

11. Fipke, S., Celli, A.: *The Use of Multilateral Well Designs for Improved Recovery in Heavy Oil Reservoirs*, Drilling Conference Orlando, Florida, USA, 4 – 6 March 2008, SPE/IADC 112 638.

12. Garfield, G., Mackenzie, G.: *Coiled Tubing Re-Entry Whipstocks: The Next Evolutionary Step in Drilling Practices for Mature-Field Development*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 20 – 22 February 2007, SPE/IADC 105 853.

13. Guidry, C. *et al.*: *Merging Multilateral and Casing Exit Technologies to Increase Wellbore Junction Reliability by Reducing Rig and Openhole Exposure Times,* Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 − 3 March 2011, SPE/IADC 140 274.

14. Guidry, C. W., Thomas, R.: *Innovative Casing Exist Milling System Optimized Using Drillstring Dynamics Simulation For Efficient Multilateral Completions,* Asia Pacific Dilling Technology Conference and Exhibition, Tianjin, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 156 477.

15. Hicks, S. E. *et al.*: *Magnus: Utilization of Conductor Sharing Wellhead Technology To Access Additional Hydrocarbons With a Slot-Constrained Platform*, SPE Drilling & Completion, March 2011, p. 124 – 132. (SPE 124 233).

16. Hildebrand, J. *et al.*: *Single Trip Drilling System with an Integral Deflector Allows Reliable Curve Building in Challenging Formation,* SPE Production and Operations Symposium, Oklahoma City, Oklahoma, USA, 23 – 26 March 2013, SPE 164 496.

17. Hogg, C. *et al.*: *Milling Low-Side Casing Exit Windows in Horizontal Wells. A Case Study,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012. IADC/SPE 150 347.

18. Johnson, M. O. *et al.*: *Improvements in Production Liner Cementing for Coiled Tubing Drilling*, Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2012, IADC/SPE 151 147.

19. Lee, D. *et al.*: *A New Look for an Old Field - Multilateral, Underbalanced, Semi-Short Radius Drilling Case Study: Installation of a Seven Leg Multilateral Well*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 19 – 21 February 2003, SPE/IADC 79 857.

20. Madarapu, R. *et al.*: *Coiled-Tubing Gyro MWD Improves Kickoff Direction Accuracy for Cased-Hole Re-entry Drilling*, SPE/ICoTA Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 20 − 21 March 2007, SPE 106 405.

21. McCormick, J., Hogg, C.: *Inaccessible Drilling Targets and Casing Exits Made Possible by the Alleviation of Excessive Torque and Drag*, Technical Symposium and Exhibition, Al-Khobar, Saudi Arabia, 15 – 18 May 2011, SPE 149 072.

22. Ohmer, H. *et al.*: *Well Construction and Completion Aspects of a Level 6 Multilateral Junction*, Annual Technical Conference Dallas, Texas, USA, 1 – 4 October 2000, SPE 63 116. (World Oil, June 2001, p. 51, 52, 54, 55).

23. Palermo, J. *et al.*: *Multilateral and Geosteering Technologies as a Solution for Optimum Drainage of Heavy Oil of Thin and Heteroclithic Sands in Junin Block of*

the Orinoco Oil Belt, Drilling Conference and Exhibition, Port of Spain, Trinidad, 11 – 13 June 2012, SPE 158 395.

24. Peterson, E. *et al.*: *Development and Installation of an Extended Reach Multilateral Junction*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 17 – 19 March 2009, SPE/IADC 119 553.

25. Sarber, G. *et al.*: *The Side Exhaust Liner Running Tool: A Tool for Liner Running and Cementing Using E-Line Coiled Tubing*, SPE/ICoTA Coiled Tubing and Well Intervention Conference and Exhibition, The Woodlands, Texas, USA, 31 March – 1 April 2009, SPE 120 992.

26. Sharma, N. *et al.*: *Optimizing Directional Drilling While Minimizing the Risk of Well Collision in Offshore Drilling*, Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 4 − 7 October 2009, SPE 124 246.

27. Toulouse, J.: *New Casing Exit Technology Cutting Costs in High Profile Offshore Environment*, Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, 2 – 5 May 2005, OTC 17 605.

28. Xing, G. *et al.*: *Fishbone Well Drilling and Completion Technology in Ultra-thin-Reservoir*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Tianjin, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 155 958.

29. Yu, L. *et al.*: *Application of Multilateral Wells in Burial-hill Migmatitic Granite Formation*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Tianjin, China, 9 – 11 July 2012, IADC/SPE 155 700.

30. Zuckmeyer, E. *et al.*: *Drilling Multi-Lateral Infill Wells for Incrementing Oil Production. A Case Study from a Mature Field*, International Petroleum Exhibition & Conference, Abu Dhabi, UAE, 11– 14 November 2012, SPE 161 532.

14

FORŢE ŞI MOMENTE DE FRECARE

1. Generalităţi

În sonde cu înclinări, curburi şi deplasări orizontale mari, forţele de frecare care apar la manevrarea garniturii de foraj sau a coloanelor de burlane şi momentul forţelor de frecare la rotire au valori semnificative. Ele pot limita adâncimea finală şi succesul sondelor direcţionale sau orizontale.

Problemele create sunt:

– creşterea forţei axiale la extragerea garniturii de foraj din sondă, cu pericolul de atingere a limitei de rezistenţă a prăjinilor sau a instalaţiei;

– creşterea momentelor de antrenare a garniturii, ajungându-se până la imposibilitatea rotirii, fără riscul de avariere a prăjinilor;

– controlul dificil al apăsării pe sapă şi al direcţiei de dirijare;

– uzarea coloanelor de burlane în zonele unde curburile sondei sunt mari;

– dificultăţi la tubarea coloanelor de burlane;

– dificultăţi la rotirea lainerelor, când acest lucru este dorit.

Din aceste motive, mărimea forţelor de frecare şi a momentelor de rotire, în diverse faze tehnologice, constituie elemente de proiectare: prin alegerea profilului sondei şi alcătuirea garniturii de foraj se urmăreşte o minimizare a celor două mărimi. Măsurând forţa la cârlig şi momentul de antrenare la suprafaţă, comparându-le cu cele calculate, pot fi detectate unele probleme din gaura de sondă: încărcarea ei cu detritus, prezenţa îngenuncherilor şi a găurilor de cheie, tendinţele de prindere, efectul centrorilor şi al stabilizatorilor [3, 9, 12].

Să asimilăm, mai întâi, sonda cu un plan înclinat cu unghiul α faţă de verticală (fig. 1), pe care lunecă garnitura de prăjini sau coloana de burlane cu greutatea G. Forţa axială se calculează cu formulele (v. par. 2.2):

$$F = G\,(\cos\alpha + \mu \sin\alpha),\ \text{la extragere;} \tag{1}$$

$$F = G\,(\cos\alpha - \mu \sin\alpha),\ \text{la introducere;} \tag{2}$$

unde μ este coeficientul de frecare (în figura 1, N este forţa normală, iar $F_f = \mu N$ este forţa de frecare).

La extragere, forţa axială depăşeşte greutatea garniturii doar la unghiuri moderate şi la coeficienţi de frecare relativ mari, cu cel mult 20 –30 % (fig. 2).

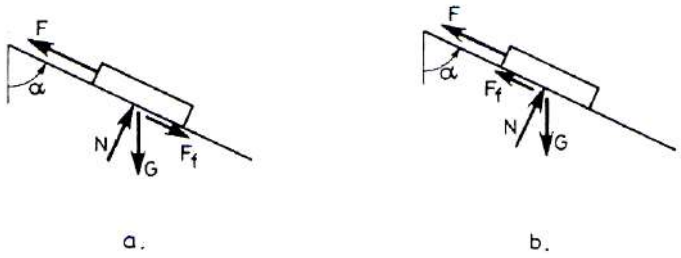

Fig. 1. *Forţele care acţionează la manevrarea garniturii:*
a – la extragere; b – la introducere;

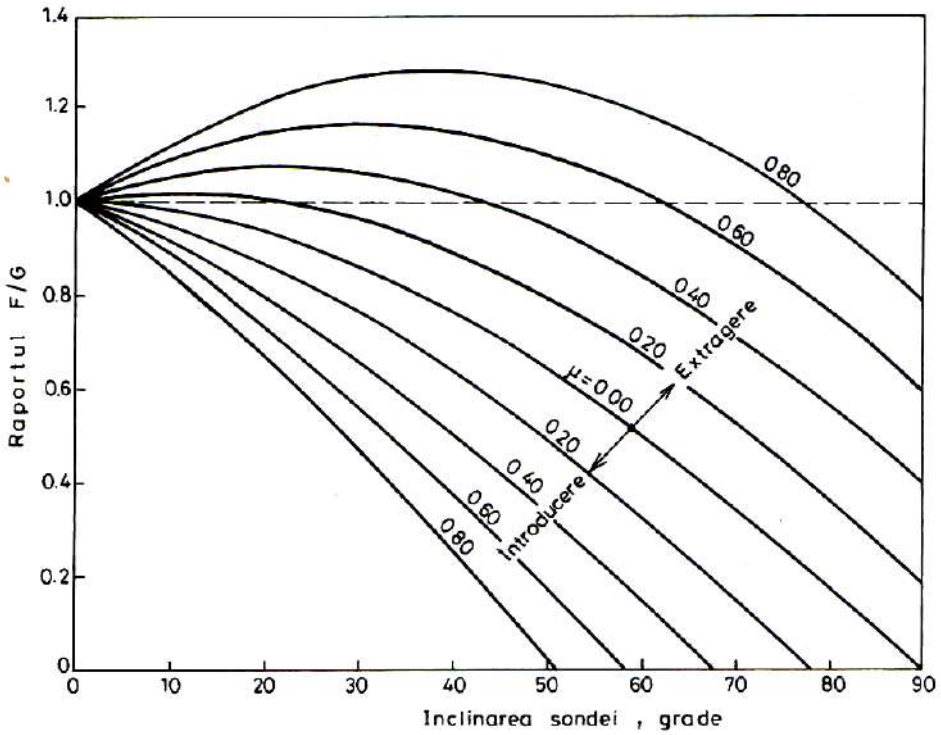

Fig. 2. *Influenţa înclinării sondei asupra forţei axiale.*

La introducere, sarcina la cârlig este întotdeauna mai mică decât greutatea manevrată: ea scade atât cu înclinarea sondei, cât şi cu coeficientul de frecare.

Există un unghi de înclinare critic, pentru fiecare valoare a coeficientului de frecare, la care sarcina la cârlig se anulează. Acesta rezultă din ecuaţia (2):

$$\alpha_{cr} = \operatorname{arctg}\frac{1}{\mu}. \qquad (3)$$

Corelaţia respectivă este reprezentată în figura 3.

La înclinări mai mari decât valoarea critică, garnitura de prăjini şi coloana de burlane trebuie împinse în sondă, ceea ce creează anumite dificultăţi.

Momentul forţelor de frecare, care se manifestă atunci când garnitura se roteşte, este determinat de greutatea acesteia, de înclinarea sondei şi de coeficientul de frecare la rotire. În general, acesta din urmă este mai mic decât cel care intervine la deplasarea longitudinală. Rotirea reduce simţitor şi mărimea coeficientului de frecare la manevrarea materialului tubular [13]. De aceea, la forajul direcţional este folosit sistemul de foraj cu *top drive*, care permite rotirea şi circulaţia în timpul extragerii.

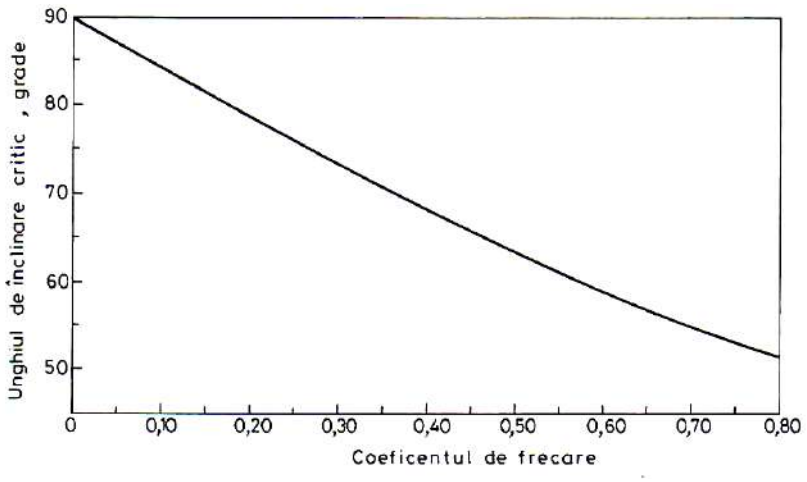

Fig. 3. *Curba înclinării critice.*

Considerând din nou sonda dreaptă, momentul forţelor de frecare:

$$M_f = \frac{d}{2}\mu G \sin\alpha, \tag{4}$$

unde *d* este diametrul exterior al prăjinilor (burlanelor).

Într-o sondă cu un anumit profil, adesea spaţial, cu unele porţiuni drepte şi altele curbilinii, lucrurile sunt mai complicate. Forţele normale, implicit cele de frecare, variază de-a lungul sondei, în funcţie de înclinarea, azimutul şi curbura ei pe diverse intervale. Garnitura este formată adesea din prăjini cu diametre diferite. Racordurile dintre prăjini şi stabilizatorii complică şi ei problema.

Conceptul clasic de frecare se referă la interacţiunea fizică dintre două suprafeţe aflate în contact permanent între care se exercită o forţă de apăsare normală. În sonde cu înclinări mari, inclusiv în cele orizontale, prăjinile relativ elastice aflate în compresiune flambează uneori în timpul forajului. Garnitura ia o formă sinusoidală sau elicoidală şi chiar mai complicată. Forţele de contact în

aceste situaţii nu sunt distribuite uniform şi au valori importante. Forţele de frecare capătă şi ele valori semnificative şi se ajunge, uneori, chiar la înţepenirea garniturii spiralate în pereţii sondei, fenomen întâlnit la diametre mici, la forajul cu tubing înfăşurat pe tobă.

Stratul de particule depuse pe peretele inferior al găurii de sondă, instabilităţile pereţilor (umflare, surpare), găurile de cheie, pragurile, interacţiunea stabilizatorilor cu pereţii, vibraţiile laterale ale sapei şi ale prăjinilor de deasupra lor, racordurile prăjinilor creează forţe de rezistenţă, la manevrare şi la rotire, care nu pot fi incluse în categoria celor de frecare propriu-zisă. Măsurând continuu forţa la cârlig şi momentul la sapă şi la suprafaţă, prin diverse simulări, se încearcă individualizarea şi minimizarea efectelor de această natură [3, 10 – 13].

Payne şi Abbassian consideră că momentul de antrenare la suprafaţă are patru componente: momentul necesar la sapă, momentul forţelor de frecare generate de presiunile de contact, un moment „dinamic" provocat de flambajul garniturii şi de vibraţiile laterale şi un moment „mecanic" creat de alte forţe – cauzate de depunerile de particule, praguri, prezenţa stabilizatorilor, umflarea pereţilor. Flambajul sinusoidal nu induce frecări mari, dar cel elicoidal creează forţe şi momente pronunţate. Momentul de frecare este considerat momentul minim ce poate fi obţinut, cu un noroi dat, într-o sondă în care s-au eliminat toate efectele enumerate. Momentul la sapă poate fi măsurat cu sisteme MWD, dar celelalte sunt mai dificil de individualizat [12].

Coeficienţii de frecare sunt măsuraţi în laborator cu dispozitive simple ori pe simulatoare care reproduc condiţiile din gaura de sondă, pentru diverse tipuri de fluide şi suprafeţe în contact [3, 13]. Există şi încercări de stabilire a lor indirect, măsurând forţele axiale şi momentele de antrenare la sondă, cu anumite modele de calcul. În acest caz, se determină un coeficient global, eventual separat pe porţiunea tubată şi pe cea netubată, de „pseudofrecare". El include, pe lângă frecarea propriu-zisă, şi influenţe ale altor factori (prezenţa patului de detritus, a pragurilor şi neregularităţilor geometrice, a racordurilor, stabilizatorilor şi protectoarelor de cauciuc, tendinţa de prindere, efectul curgerii noroiului), dar există şi unele modalităţi de separare a acestor efecte secundare [3, 14].

2. Calculul forţelor şi momentelor de frecare

Ne limităm la cazul simplificat, al frecării prin lunecare. În cazul general al unei sonde spaţiale, pentru a stabili forţele de frecare şi momentele forţelor de frecare la rotire trebuie determinată distribuţia presiunii de contact dintre garnitură (coloană, tubing) şi pereţii sondei. Aceasta este o funcţie de forţa axială, de greutatea proprie şi de curbura sondei de-a lungul ei.

Fie un element de garnitură (coloană, tubing) cu lungimea ΔL şi greutatea proprie, eventual scufundată în fluid, $qg\Delta L$ (fig. 4). Se notează cu α înclinarea şi cu ω orientarea elementului la un capăt (egale cu cele ale sondei), cu $\alpha + \Delta\alpha$ şi $\omega + \Delta\omega$ – înclinarea, respectiv orientarea la celălalt capăt.

Forţele axiale la cele două capete sunt F, respectiv $F + \Delta F$. Cu N s-a notat forţa normală de contact (pozitivă dacă tubul se sprijină pe peretele inferior al găurii de sondă, negativă dacă el se sprijină pe cel superior) şi cu F_f forţa de frecare. Prima este orientată după direcţia normalei, iar a doua după direcţia tangentei. Între ele există relaţia cunoscută:

$$F_f = \mu N. \tag{5}$$

Se demonstrează că forţa normală are expresia [1, 6, 15]:

$$N = \sqrt{\left[\left(F\Delta\omega\sin\alpha\right)^2 + \left(F\Delta\alpha + qg\Delta L\sin\alpha\right)^2\right]}. \tag{6}$$

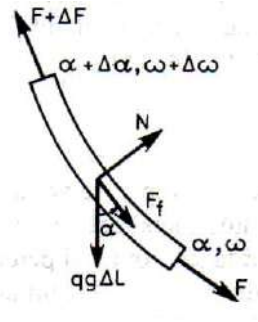

Fig. 4. *Forţele care acţionează asupra unui element de garnitură aflată într-o sondă spaţială.*

Variaţia forţei axiale pe lungimea ΔL

$$\Delta F = qg\Delta L\cos\alpha \pm \mu N, \tag{7}$$

iar cea a momentului de torsiune:

$$\Delta M = \mu\left|N\right|\frac{d}{2}. \tag{8}$$

Semnul plus din ecuaţia (7) corespunde mişcării ascensionale, iar minus celei descendente.

Dacă $\Delta\omega = 0$ (segmentul este plan) şi $\Delta\alpha \to 0$ (segmentul este elementar), $N = qg\Delta L\sin\alpha$ şi formula (7) se reduce la (1) sau (2), după caz.

Problema este similară cu cea a unui fir greu, considerat inextensibil şi perfect flexibil, care se mişcă de-a lungul unei curbe spaţiale date prin valorile parametrilor α, ω şi L în puncte discrete, cele de măsurare a devierii sau altele

obţinute prin interpolare. Problema se rezolvă doar numeric pornind de la unul dintre capetele tubului, unde forţa axială şi momentul sunt cunoscute.

Erorile introduse de ecuaţia (6), care presupune unele aproximaţii, sunt mici dacă raza de curbură este relativ mare şi lungimea intervalelor de calcul este suficient de mică. Calculele arată că prin modificarea lungimii intervalelor de la 0,30 la 30 m, rezultatul final nu variază cu mai mult de 1% [6]. Aceasta înseamnă că alegerea unei lungimi ΔL de 10 – 30 m este rezonabilă.

Calculul numeric este aplicabil şi pentru garnituri cu masa unitară şi diametrul exterior neuniforme, cu coeficienţi de frecare diferiţi pe diverse intervale.

Pentru sonde plane şi a căror profil este alcătuit din segmente de dreaptă şi arce de curbă cu ecuaţii cunoscute, forţele axiale şi momentele de rotaţie de-a lungul sondei pot fi, de asemenea, determinate cu formule analitice exacte. Aceste formule sunt utile în faza de proiectare, dar ele pot fi folosite şi pentru sonde reale aproximându-le cu porţiuni drepte şi cu arce de cerc, majorând valorile calculate cu circa 20% [1, 2, 4, 6, 15, 16].

2.1. Intervale verticale

Pe aceste intervale, considerate drepte, se acceptă că forţele şi momentele de frecare cu pereţii sondei sunt nule, deoarece nu există forţe de contact normale între garnitura de foraj, manevrată sau rotită, şi pereţi. Garnitura este supusă doar la forţe axiale create de greutatea proprie, flotabilitate şi, eventual, la forţe suplimentare de tracţiune. Cum nu există intervale perfect verticale, iar racordurile sau mufele întâmpină o oarecare rezistenţă se pot accepta forţe de frecare de ordinul 10 – 20 kN/1000 m.

2.2. Intervale înclinate drepte

Forţele care acţionează asupra garniturii manevrate pe astfel de intervale sunt cele din figura 5: forţele axiale de la cele două capete, F_1 şi F_2, greutatea qgl, forţa de contact N şi forţa de frecare F_f. S-a notat cu l – lungimea intervalului sau a garniturii manevrate. Forţa de frecare este dirijată în jos la extragerea garniturii, respectiv în sus la coborârea ei. S-au neglijat forţele de inerţie.

Cu un sistem de axe ales ca în figură, ecuaţiile de echilibru sunt:

$$-F_2 + F_1 \pm F_f + qgl \cos \alpha = 0, \tag{9}$$

$$N - qgl \sin \alpha = 0. \tag{10}$$

La acestea se adaugă relaţia (5). Semnul plus corespunde ridicării, iar semnul minus – coborârii. Rezolvând sistemul de ecuaţii (5), (9) şi (10) se obţine:

$$F_2 = F_1 + qgl\,(\cos \alpha \pm \mu \sin \alpha), \tag{11}$$

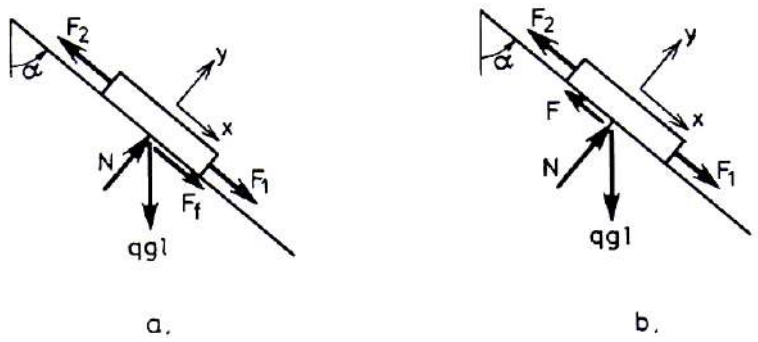

Fig. 5. *Forţele care acţionează asupra unei garnituri de foraj într-o sondă înclinată: a – la extragere; b – la introducere.*

$$N = qgl \sin \alpha, \tag{12}$$

$$F_f = \mu qgl \sin \alpha. \tag{13}$$

Forţa axială la capătul superior se poate calcula dacă se cunoaşte forţa axială la capătul inferior. La introducere, şi una, şi cealaltă pot fi forţe de compresiune, când $\alpha \geq \alpha_{cr}$.

Forţa axială variază liniar cu lungimea (fig. 6, pentru $F_1 = 0$). Presiunea de contact de-a lungul intervalului este constantă: $p = N/l = qg \sin \alpha$.

Între forţa de ridicare F_{2r} şi cea de coborâre F_{2c} există un domeniu unde garnitura rămâne staţionară, indiferent de valoarea lui F_2, a cărui lăţime este proporţională cu valoarea coeficientului de frecare μ:

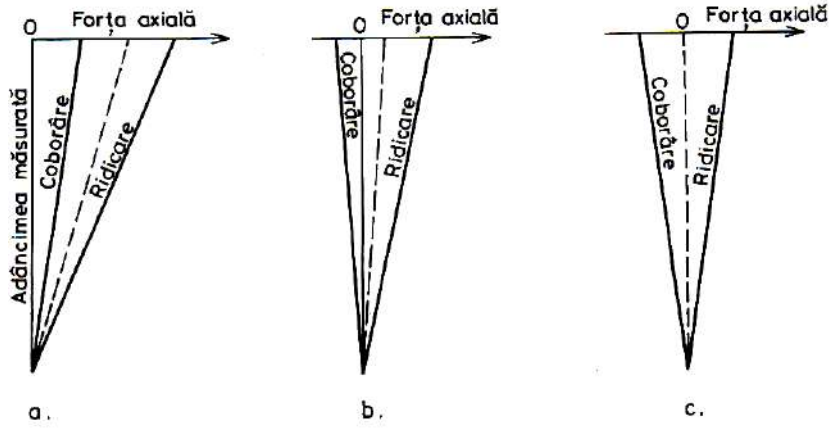

Fig. 6. *Variaţia forţei axiale cu adâncimea: a.* $\alpha < \alpha_{cr}$; *b.* $\alpha > \alpha_{cr}$; *c.* $\alpha = 90^{o}$.

$$F_{2r} - F_{2c} = 2\,\mu qgl \sin\alpha. \tag{14}$$

Există o situaţie „neutră”, la care forţa de frecare este nulă şi

$$F_2 = F_1 + qgl\cos\alpha = F_1 + \frac{F_{2r} - F_{2c}}{2\mu}\frac{\cos\alpha}{\sin\alpha}, \tag{15}$$

situaţie ilustrată cu linie punctată în figura 6.

La rotirea garniturii trebuie învins momentul forţelor de frecare cu pereţii. La capătul superior, momentul

$$M_2 = M_1 + \frac{\mu Nd}{2} = M_1 + \frac{\mu qgld}{2}\sin\alpha, \tag{16}$$

unde M_1 este momentul la capătul inferior.

Variaţia momentului este, de asemenea, liniară.

Momentul forţelor de frecare se reduce când garnitura este manevrată longitudinal.

2.3. Intervale de creştere a înclinării

Problema frecării garniturii cu pereţii în sonde curbate este mai complicată deoarece presiunea de contact este dependentă de forţa axială şi de înclinare, ambele variabile de-a lungul intervalului. Figura 7 ilustrează distribuţia presiunii de contact pe un sector de creştere a înclinării.

Dacă forţa axială la capătul inferior al garniturii F_1 este mică, eventual negativă (de compresiune), garnitura se sprijină pe toată lungimea intervalului pe peretele inferior al sondei (fig. 7, *a*). Când forţa axială este suficient de mare, prăjinile se sprijină doar pe peretele superior al sondei şi presiunea de contact care acţionează asupra prăjinilor se exercită în sens invers faţă de situaţia precedentă (fig. 7, *b).* Poate exista şi o situaţie intermediară, când pe porţiunea inferi-

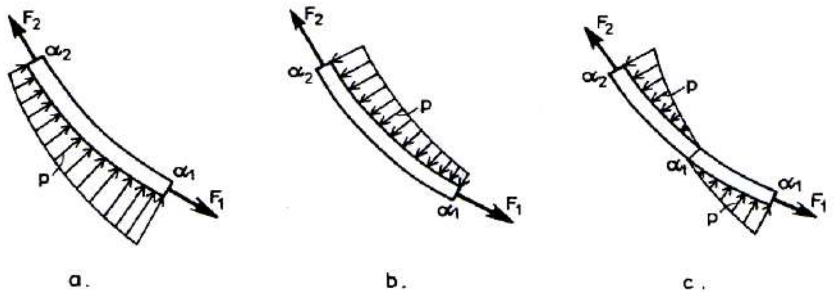

Fig. 7. *Distribuţia presiunii de contact pe un interval de creştere a înclinării: a – contact pe peretele inferior; b – contact pe peretele superior; c – contact mixt.*

oară prăjinile se sprijină pe peretele de jos al sondei, iar pe cea superioară pe peretele de sus al sondei (fig. 7, *c*). Există un unghi de înclinare α_t la care se trece de la o situaţie la cealaltă (de fapt, pe o anumită porţiune, dependentă de curbura sondei, de diametrul prăjinilor şi cel al sondei, prăjinile nu se sprijină pe nici unul din pereţi). Prezenţa uneia sau a alteia dintre situaţii este determinată şi de raza de curbură a sondei, de greutatea unitară a prăjinilor.

Aici se consideră intervale cu raza de curbură constantă (arce de cerc).

Extragerea garniturii. Fie un segment elementar din garnitură, aflat într-un punct de-a lungul sondei unde unghiul de înclinare este α, cu lungimea $dL = R d\alpha$ (R este raza de curbură a prăjinilor; $d\alpha$ este unghiul la centru corespunzător).

Să presupunem că *prăjinile se sprijină pe peretele inferior al sondei* (cazul *a*). Forţele care acţionează asupra segmentului dL sunt indicate pe figura 8, *a*. Forţa normală $N = p dL = pR d\alpha$ este îndreptată în sus. Forţa de frecare $F_f = \mu N = \mu pR d\alpha$ se opune mişcării. Variaţia forţei axiale dF s-a luat în acelaşi sens cu cel de creştere a unghiului de înclinare α.

Cu un sistem de axe ales ca în figură, ecuaţiile de echilibru sunt:

$$-F\cos\frac{d\alpha}{2}+(F+dF)\cos\frac{d\alpha}{2}+F_f+qgR d\alpha\cdot\cos\left(\alpha+\frac{d\alpha}{2}\right)=0, \tag{17}$$

$$F\sin\frac{d\alpha}{2}+(F+dF)\sin\frac{d\alpha}{2}+N-qgR d\alpha\cdot\sin\left(\alpha+\frac{d\alpha}{2}\right)=0. \tag{18}$$

Pentru $d\alpha \to 0$, $\sin d\alpha \to d\alpha$, $\cos d\alpha \to 1$, $d\alpha \cdot dF \to 0$.

Explicitând mărimile F_f şi N, ecuaţiile de mai sus devin:

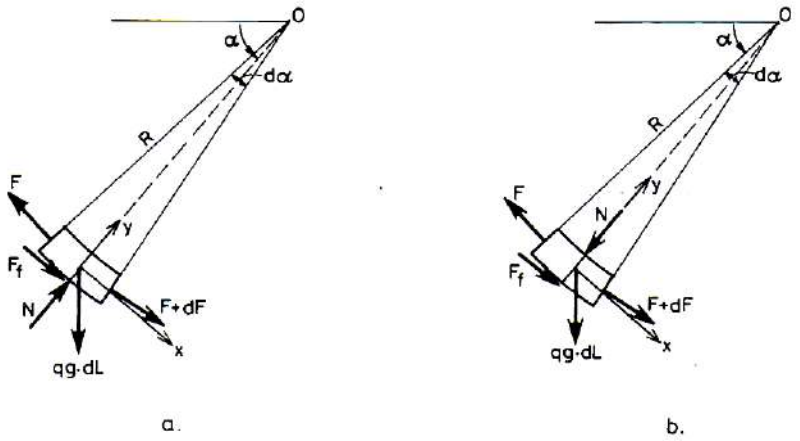

Fig. 8. *Forţele care acţionează asupra unui element din garnitură pe un interval de creştere a înclinării: a – cu contact pe peretele inferior; b – cu contact pe peretele superior.*

$$\mathrm{d}F + \mu p R \mathrm{d}\alpha + qgR\cos\alpha \cdot \mathrm{d}\alpha = 0\,, \tag{19}$$

$$F + pR - qgR\sin\alpha = 0. \tag{20}$$

Din cele două ecuaţii rezultă:

$$p = qg\sin\alpha - \frac{F}{R}\,, \tag{21}$$

$$\frac{\mathrm{d}F}{\mathrm{d}\alpha} - \mu F = -qgR\,(\cos\alpha + \mu\sin\alpha\,). \tag{22}$$

Ecuaţia diferenţială (22) are soluţia de forma:

$$F = A\sin\alpha + B\cos\alpha + C\mathrm{e}^{D\alpha} + K. \tag{23}$$

Constantele *A,B,C,D* şi *K* urmează să fie determinate. În acest scop, se scrie:

$$\frac{\mathrm{d}F}{\mathrm{d}\alpha} = A\cos\alpha - B\sin\alpha + C\,D\,\mathrm{e}^{D\alpha}. \tag{24}$$

Înlocuind expresiile din (23) şi (24) în ecuaţia (22) rezultă:

$$(A - \mu B + qgR)\cos\alpha - (B + \mu A - \mu\, qgR)\sin\alpha + (CD - \mu C)\,\mathrm{e}^{D\alpha} - \mu K = 0. \tag{25}$$

Ecuaţia (25) este valabilă pentru orice valoare α atunci când coeficienţii celor trei funcţii (cos, sin, exp) sunt egali cu zero, adică:

$$\begin{gathered} A - \mu\, B + qgR = 0, \\ \mu A + B - \mu qgR = 0, \\ C\,D - \mu\, C = 0, \\ K = 0. \end{gathered}$$

Rezolvând sistemul de mai sus, se obţine:

$$A = -\frac{1-\mu^2}{1+\mu^2}\,qgR, \tag{26}$$

$$B = \frac{2\mu}{1+\mu^2}\,qgR, \tag{27}$$

$$D = \mu. \tag{28}$$

Constanta C poate fi determinată doar dintr-o condiţie la limită: valoarea forţei axiale la o anumită înclinare.

Fie F_1 forţa axială, cunoscută, la capătul inferior al intervalului, unde înclinarea este α_1 (v. fig. 7, *a*). Înlocuind această valoare în ecuaţia (23), cu $D = \mu$, se obţine:

$$C = (F_1 - A \sin \alpha_1 - B \cos \alpha_1)\, e^{-\mu\alpha_1}. \tag{29}$$

Cu această expresie în (23), rezultă forţa axială la extragere într-un punct oarecare unde înclinarea sondei este α:

$$F = A\sin \alpha + B \cos \alpha + (F_1 - A \sin \alpha_1 - B \cos \alpha_1)\, e^{-\mu(\alpha_1 - \alpha)}. \tag{30}$$

Constantele A şi B au expresiile din (26) şi (27).

La capătul de sus al intervalului, unde $\alpha = \alpha_2$, forţa axială:

$$F_{ax,2} = A \sin \alpha_2 + B \cos \alpha_2 + (F_1 - A \sin \alpha_1 - B \cos \alpha_1)\, e^{-\mu(\alpha_1 - \alpha_2)}. \tag{31}$$

Să considerăm acum că *garnitura se sprijină în întregime pe peretele superior al sondei* (fig 7, *b*). Forţele care acţionează asupra unui segment elementar sunt aceleaşi din cazul precedent, dar forţa normală N este îndreptată în sens invers (fig. 8, *b*).

Reluând analiza de mai sus se obţin ecuaţiile:

$$p = \frac{F}{R} - q\, g \sin \alpha, \tag{32}$$

$$\frac{dF}{d\alpha} + \mu F = - qgR (\cos \alpha - \mu \sin \alpha). \tag{33}$$

Dacă se păstrează aceleaşi expresii (26), (27) şi (28) pentru constantele A, B şi D, în locul relaţiilor (30) şi (31) se obţin următoarele:

$$F = A \sin \alpha - B \cos \alpha + (F_1 - A \sin \alpha_1 + B \cos \alpha_1)\, e^{\mu(\alpha_1 - \alpha)}, \tag{34}$$

$$F_{ax,2} = A \sin \alpha_2 - B \cos \alpha_2 + (F_1 - A \sin \alpha_1 + B \cos \alpha_1)\, e^{\mu(\alpha_1 - \alpha_2)}. \tag{35}$$

Trebuie precizat, acum, care dintre cele două formule, (30) şi (34), este aplicabilă şi, eventual, pe ce lungime.

• Dacă din formula (21) presiunea de contact $p > 0$ pentru orice unghi cuprins între α_2 şi α_1, garnitura se sprijină doar pe peretele inferior al sondei: se aplică formula (30). Situaţia este întâlnită atunci când:

$$F_2 < qgR \sin \alpha_2. \tag{36}$$

• Dacă din formula (32) presiunea de contact $p > 0$ pentru orice unghi cuprins între α_2 şi α_1, garnitura se sprijină numai pe peretele superior al sondei şi se aplică formula (34). Situaţia este întâlnită atunci când

$$F_1 > qg\, R \sin \alpha_1. \tag{36'}$$

• În cazul din figura 7, *c*, trebuie determinat unghiul α_t, de trecere de la o situaţie la alta. În acest sens, se înlocuieşte expresia forţei axiale din formula (30) în (21) şi, pentru $p = 0$, rezultă:

$$A \sin \alpha_t + B \cos \alpha_t + (F_1 - A \sin \alpha_1 - B \cos \alpha_1)\ e^{-\mu(\alpha_1 - \alpha_t)} = qgR \sin \alpha_t \tag{37}$$

sau, după câteva înlocuiri,

$$(\sin \alpha_t - \mu \cos \alpha_t) e^{-\mu \alpha_t} = \frac{1}{2}\left[\frac{1+\mu^2}{qgR} F_1 + (1-\mu^2)\sin \alpha_1 - 2\mu \cos \alpha_1\right] e^{-\mu \alpha_1}. \tag{38}$$

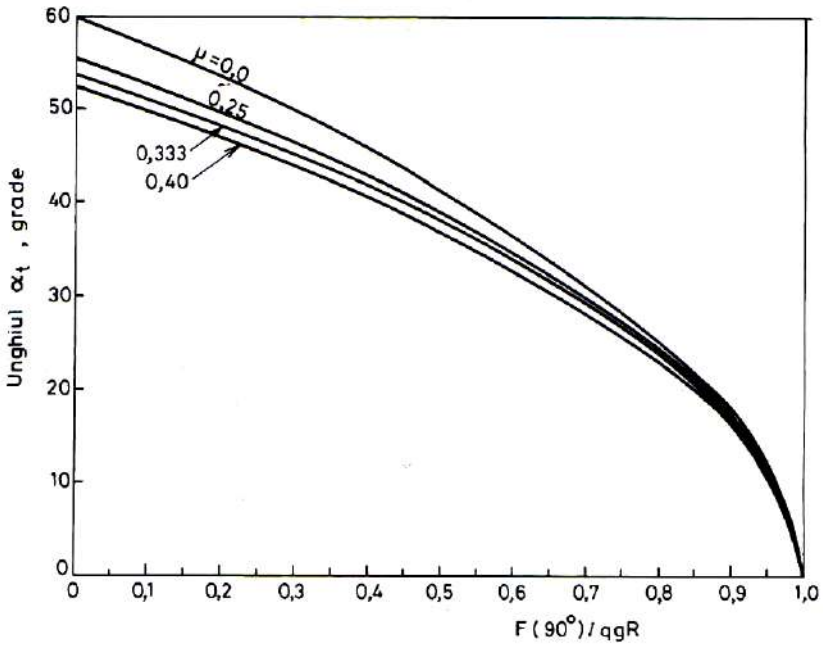

Fig. 9. *Unghiul de tranziţie la ridicarea garniturii pentru intervale de creştere a înclinării de la 0° la 90°.*

Ecuaţia de mai sus în α_t poate fi rezolvată doar prin încercări. Ea are soluţie pe intervalul (α_1, α_2) dacă:

$$F_1 < qgR \sin \alpha_1 \quad \text{şi} \quad F_2 > qgR \sin \alpha_2. \tag{36″}$$

Pe porţiunea inferioară, între α_1 şi α_t, prăjinile se sprijină pe peretele inferior şi se aplică formula (30). Pe porţiunea superioară, între α_t şi α_2, prăjinile se sprijină pe peretele superior şi se foloseşte formula (34), înlocuind F_1 cu F_t (forţa axială la $\alpha = \alpha_t$) şi α_1 cu α_t.

Din relaţia (38) se observă că unghiul de tranziţie α_t depinde de mărimile F_1, α_1, μ, q şi R. Pe măsură ce forţa F_1 creşte, punctul unde $\alpha = \alpha_t$ se deplasează spre capătul inferior al intervalului.

Pentru $\alpha_1 = 90°$ şi $\alpha_2 = 0$ (intervalul este un semicerc), unghiul critic α_t poate fi citit din figura 9 [16]. Când $F(90°)/qgR > 1$, prăjinile se sprijină pe peretele superior pe tot intervalul.

Forţa de frecare de-a lungul intervalului se poate calcula cu relaţia:

$$F_f = F_2 - F_1 - qgR (\sin \alpha_1 - \sin \alpha_2). \tag{39}$$

Introducerea garniturii. Ecuaţiile de echilibru sunt similare cu (17) şi (18) doar că forţa de frecare este orientată în sus, în sens contrar mişcării. După integrare se obţine:

$$F = A\sin\alpha - B\cos\alpha + (F_1 - A\sin\alpha_1 + B\cos\alpha_1)\ e^{\mu(\alpha_1 - \alpha)} \tag{40}$$

când garnitura se sprijină pe peretele inferior şi

$$F = A\sin\alpha + B\cos\alpha + (F_1 - A\sin\alpha - B\cos\alpha_1)\ e^{-\mu(\alpha_1 - \alpha)} \tag{41}$$

când ea se sprijină pe peretele superior.

Presiunile de contact se calculează cu aceleaşi relaţii (21), respectiv (32). Unghiul de tranziţie de la o situaţie la alta se determină din ecuaţia implicită:

$$(\sin\alpha_t + \mu\cos\alpha_t)e^{\mu\alpha_t} = \frac{1}{2}\left[\frac{1-\mu^2}{qgR}F_1 + (1-\mu^2)\sin\alpha_1 + 2\mu\cos\alpha_1\right]e^{\mu\alpha_1}. \tag{42}$$

Momentul de rotaţie. Pe intervalul de creştere a înclinării, momentul necesar pentru învingerea frecărilor care iau naştere la rotirea garniturii se calculează cu formula:

$$M = -\int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \mu |p| \frac{d}{2} R d\alpha\ . \tag{43}$$

Presiunea de contact se determină din relaţiile (21) sau (32), care în valoare absolută oferă acelaşi rezultat. Forţa axială rezultă din relaţiile (30) sau (34), cu $\mu = 0$ (în timpul rotirii, frecările longitudinale lipsesc):

$$F = F_1 + qgR\,(\sin\alpha_1 - \sin\alpha). \tag{44}$$

Dacă se introduce această expresie în relaţia (21), se obţine:

$$p = 2qg\sin\alpha - qg\sin\alpha_1 - \frac{F_1}{R}, \tag{45}$$

iar dacă se introduce în (32) rezultă aceeaşi expresie, cu sens schimbat.

Există şi în acest caz un unghi de tranziţie de la contactul inferior la cel superior, unghi diferit de cel din cazul manevrării axiale. El se calculează egalând cu zero expresia presiunii de contact p din (45). Pentru $\alpha_1 = 90°$ şi $\alpha_2 = 0$, unghiul respectiv poate fi citit din figura 9 la $\mu = 0$.

Înlocuind expresia lui p din (45) în relaţia (43), rezultă:

$$M = -\int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \mu \left| 2qg\sin\alpha - qg\sin\alpha_1 - \frac{F_1}{R} \right| \frac{d}{2} R\,d\alpha =$$

$$= \mu\frac{dR}{2}\left| 2qg(\cos\alpha_1 - \cos\alpha_2) - \left(qg\sin\alpha_1 + \frac{F_1}{R} \right)(\alpha_1 - \alpha_2) \right|. \tag{46}$$

Când există contact pe ambii pereţi, atunci:

$$M = -\int_{\alpha_1}^{\alpha_t} \mu \left(2qg\sin\alpha - qg\sin\alpha_1 - \frac{F_1}{R} \right) \frac{d}{2} R\,d\alpha + \int_{\alpha_t}^{\alpha_2} \mu \left(2qg\sin\alpha - qg\sin\alpha_1 - \frac{F_1}{R} \right) \frac{d}{2} R\,d\alpha =$$

$$= \mu\frac{dR}{2}\left[2qg(\cos\alpha_t - \cos\alpha_1) - \left(qg\sin\alpha_1 + \frac{F_1}{R} \right)(\alpha_1 - \alpha_t) \right] -$$

$$- \mu\frac{dR}{2}\left[2qg(\cos\alpha_t - \cos\alpha_2) - \left(qg\sin\alpha_1 + \frac{F_1}{R} \right)(\alpha_t - \alpha_2) \right]. \tag{47}$$

cu $\alpha_2 < \alpha_t < \alpha_1$.

Formulele de mai sus sunt valabile pentru d = const. Când garnitura are diametrul variabil, relaţiile se adaptează corespunzător.

2.4. Intervale de scădere a înclinării

În acest caz, prăjinile se sprijină doar pe peretele inferior al sondei (fig. 10). Forţele care acţionează asupra unui element din garnitura de foraj sunt indicate în figura 11.

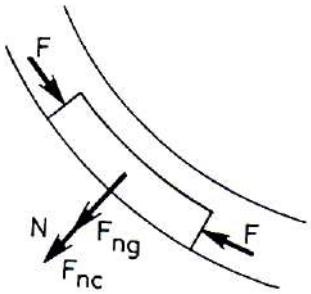

Fig. 10. *Modul de acţiune a presiunii de contact pe un interval de scădere a înclinării.*

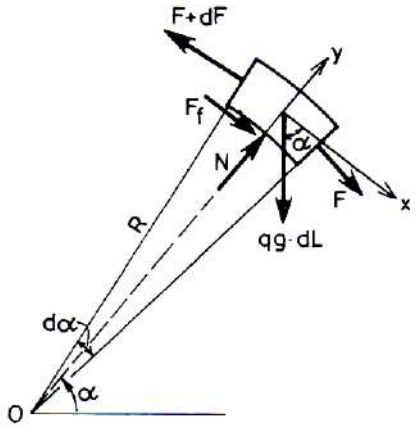

Fig. 11. *Forţele care acţionează asupra unui element din garnitură pe un interval de scădere a înclinării.*

La *extragere*, cu sistemul de axe ales ca în figura 11, ecuaţiile de echilibru sunt:

$$F\cos\frac{\mathrm{d}\alpha}{2} - (F + \mathrm{d}F)\cos\frac{\mathrm{d}\alpha}{2} + F_f + qgR\mathrm{d}\alpha \cdot \cos\left(\alpha + \frac{\mathrm{d}\alpha}{2}\right) = 0, \tag{48}$$

$$-F\sin\frac{\mathrm{d}\alpha}{2} - (F + \mathrm{d}F)\sin\frac{\mathrm{d}\alpha}{2} + N - qgR\,\mathrm{d}\alpha \cdot \sin\left(\alpha - \frac{\mathrm{d}\alpha}{2}\right) = 0. \tag{49}$$

Pentru $\mathrm{d}\alpha \to 0$, $\sin \mathrm{d}\alpha \to \mathrm{d}\alpha$, $\cos \mathrm{d}\alpha \to 1$, $\mathrm{d}\alpha \cdot \mathrm{d}F = 0$.
Prin rezolvarea sistemului de ecuaţii (48) şi (49), rezultă:

$$p = qg\sin\alpha + \frac{F}{R}, \tag{50}$$

$$\frac{\mathrm{d}F}{\mathrm{d}\alpha} - \mu F = qgR(\cos\alpha + \mu\sin\alpha). \tag{51}$$

Integrând cea de-a doua ecuaţie se obţine:

$$F = -A\sin\alpha - B\cos\alpha + (F_1 + A\sin\alpha_1 + B\cos\alpha_1)\,e^{\mu(\alpha-\alpha_1)} \tag{52}$$

cu aceleaşi notaţii din (26) şi (27).

La *introducere*, repetând analiza de mai sus, rezultă:

$$F = -A\sin\alpha + B\cos\alpha + (F_1 + A\sin\alpha_1 - B\cos\alpha_1)\,e^{-\mu(\alpha-\alpha_1)}. \tag{53}$$

Presiunea de contact are aceeaşi expresie din (50).
Momentul de rotaţie se calculează cu formula:

$$M = \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \mu p \frac{d}{2} R d\alpha \, . \tag{54}$$

Forţa axială rezultă din relaţiile (52) sau (53), cu $\mu = 0$:

$$F = F_1 + qgR\,(\sin\alpha - \sin\alpha_1). \tag{55}$$

Cu această expresie în relaţia (50), se obţine:

$$p = 2qg\sin\alpha - qg\sin\alpha_1 + \frac{F_1}{R}. \tag{56}$$

Momentul de rotaţie

$$\begin{aligned} M &= \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \mu \left(2qg\sin\alpha - qg\sin\alpha_1 + \frac{F_1}{R} \right) \frac{d}{2} R d\alpha = \\ &= \mu \frac{dR}{2} \left[2qg(\cos\alpha_1 - \cos\alpha_2) - \left(qg\sin\alpha_1 - \frac{F_1}{R} \right)(\alpha_2 - \alpha_1) \right]. \end{aligned} \tag{57}$$

Similar pot fi calculate forţele de frecare şi momentele forţelor de frecare la rotire pentru alte curbe cu ecuaţii cunoscute, ca de exemplu curbe catenare, arce de cerc în plan orizontal [1]. S-au stabilit şi modele generalizate, care cuprind toate tipurile de intervale: liniare, cu înclinarea crescătoare sau în scădere [2].

Exemplul 1. O coloană de burlane de 13 3/8 in, cu masa unitară de 101,2 kg/m, va fi tubată într-o sondă forată vertical până la 500 m şi apoi dirijată pe un traseu circular cu intensitatea de deviere de 1°/10 m până când atinge înclinarea de 70°. Să se estimeze sarcina maximă la suprafaţă dacă se manevrează coloana la adâncimea finală. Densitatea noroiului din sondă este 1200 kg/m^3, iar coeficientul de frecare 0,35.

Soluţie. Lungimea intervalului curbiliniu: $l = 70 \cdot 10/1 = 700$ m.
Lungimea totală a sondei: $L = 500 + 700 = 1200$ m.
Raza de curbură pe intervalul curbiliniu: $R = 10/1 \cdot 180/\pi = 572{,}96$ m.
Masa unitară a burlanelor scufundate în noroi: $q = 101{,}2\,(1 - 1200/7850) = 85{,}73$ kg/m.
Expresia $qgR = 85{,}73 \cdot 9{,}81 \cdot 572{,}96 = 481\,865{,}83$ N.
Constantele

$$A = -\frac{1 - 0{,}35^2}{1 + 0{,}35^2} 481\,865{,}83 = -\ 376\,692{,}44 \text{ N},$$

$$B = \frac{2 \cdot 0{,}35}{1 + 0{,}35^2} 481\,865{,}83 = 300\,495{,}40 \text{ N}\,.$$

Se admite că forţa axială la şiu F_1 este nulă. Deoarece prima condiţie (36″) este îndeplinită, ecuaţia (38) are soluţie. Ecuaţia respectivă are forma:

$$(\sin \alpha_t - 0{,}35 \cos \alpha_t)\ e^{-\ 0{,}35\alpha t} = 0{,}190784.$$

În argumentul exponenţialelor, unghiurile $\alpha_1 = 70°$ şi α_t se introduc în radiani.

Prin încercări, se găseşte $\alpha_t = 31{,}93°$. De la 500 m până în punctul unde sonda atinge înclinarea de 31,93° (la 819,30 m), coloana se sprijină pe peretele superior al sondei, iar mai jos, până la 1200 m, ea vine în contact cu peretele inferior.

La *ridicarea coloanei*, la adâncimea de 819,30 m, forţa axială se calculează cu formula (30), în care $\alpha = 31{,}93°$ şi $\alpha_1 = 70°$:

$$F = -\ 376\ 692{,}44 \sin 31{,}93° + 300\ 495{,}40 \cos 31{,}93° +$$

$$+ (376\ 692{,}44 \sin 70° - 300\ 495{,}40 \cos 70°)\ e^{-\frac{0{,}35\pi(70-31{,}93)}{180}} =$$

$$= -\ 199\ 226{,}15 + 255\ 028{,}91 + (353\ 975{,}11 - 102\ 842{,}48) \cdot 0{,}792505 = 254\ 827 \text{ N}.$$

În punctul de iniţiere a devierii, la 500 m, forţa axială se determină cu formula (34), unde $\alpha = 0$ şi $\alpha_1 = 31{,}93°$:

$$F = -\ 376\ 692{,}44 \sin 0° - 300\ 495{,}40 \cos 0° +$$

$$+ (254\ 827 + 376\ 692{,}44 \sin 31{,}93° + 300\ 495{,}40 \cos 31{,}93°)\ e^{\frac{0{,}35 \cdot \pi \cdot 31{,}93}{180}} =$$

$$= -\ 300\ 495{,}40 + (254\ 827 + 199\ 226{,}15 + 255\ 028{,}91) \cdot 1{,}215371 = 561\ 302 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 500 – 1200 m:

$$F_f = 561\ 302 - 481\ 865{,}83\ (\sin 70° - \sin 0°) = 108\ 496 \text{ N}.$$

La suprafaţă se adaugă greutatea, în noroi, a tronsonului de pe intervalul vertical. La ridicarea din pene, forţa la cârlig

$$F = 561\ 302 + 85{,}73 \cdot 9{,}81 \cdot 500 = 981\ 808 \text{ N} \approx 982 \text{ kN}\ .$$

Greutatea coloanei, în noroi,

$$G = 85{,}73 \cdot 9{,}81 \cdot 1200 = 1\ 009\ 214\ \text{ N} \approx 1009 \text{ kN}.$$

Forţa de ridicare este uşor mai mică decât greutatea coloanei.

Pentru a ţine seama de neregularităţile găurii de sondă, de abaterile de la forma geometrică teoretică, de prezenţa mufelor şi de alte incertitudini, forţa calculată poate fi majorată cu circa 20%, până la aproximativ 1200 kN.

La *introducere*, se calculează mai întâi unghiul de tranziţie α_t cu ajutorul ecuaţiei (42):

$$(\ \sin \alpha_t + 0{,}35 \cos \alpha_t\ )\ e^{0{,}35\alpha t} = 0{,}815816.$$

Prin încercări se găseşte $\alpha_t = 22{,}78°$. Până la înclinarea de 22,78° (adâncimea de 727,80 m), coloana se sprijină peretele superior al sondei, iar mai jos pe peretele inferior.

Din formula (40) forţa axială la adâncimea de 727,80 m:

$$F = -376\,692{,}44 \sin 22{,}78° - 300\,495{,}40 \cos 22{,}78° +$$
$$+ (376\,692{,}44 \sin 70° + 300\,495{,}40 \cos 70°)\, e^{\frac{0{,}35 \cdot \pi (70 - 22{,}78)}{180}} =$$

$$= -145\,852{,}97 - 277\,056{,}27 + (353\,975{,}11 + 102\,775{,}48) \cdot 1{,}334358 = 186\,560 \text{ N}.$$

În punctul de iniţiere a devierii, la 500 m, forţa axială se calculează cu formula (41):

$$F = -376\,692{,}44 \sin 0° + 300\,495{,}40 \cos 0° +$$
$$+ (186\,560 + 376\,692{,}44 \sin 22{,}78° - 300\,495{,}40 \cos 22{,}78°)\, e^{-\frac{0{,}35 \cdot \pi \cdot 22{,}78}{180}} =$$

$$= 300\,495{,}40 + (186\,560 + 145\,852{,}97 - 277\,056{,}27) \cdot 0{,}870093 = 348\,661 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 500 – 1200 m:

$$F_f = 348\,661 - 481\,865{,}83 (\sin 70° - \sin 0°) = -104\,145 \text{ N}.$$

Semnul minus semnifică faptul că forţa de frecare este orientată în sus.
La suprafaţă, forţa de coborâre

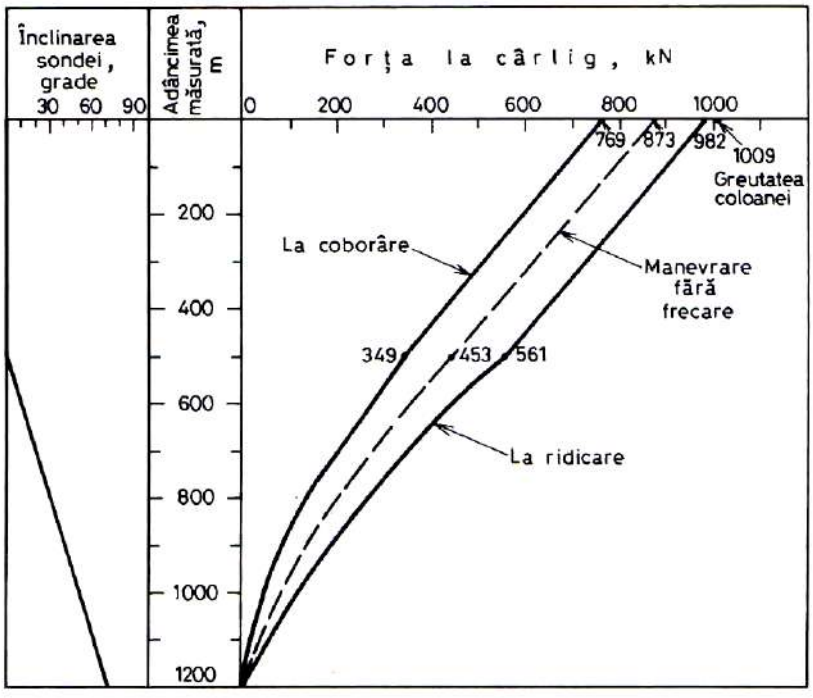

Fig. 12. *Variaţia forţei axiale de-a lungul unei coloane la sfârşitul tubării – exemplul 1.*

$$F = 348\,661 + 85{,}73 \cdot 9{,}81 \cdot 500 = 769\,167 \text{ N} \approx 769 \text{ kN}.$$

În absenţa frecărilor, la 500 m,

$$F = qgR \sin\alpha = 481\,865{,}83 \sin 70° = 452\,806 \text{ N},$$

iar la suprafaţă:

$$F = 452\,806 + 85{,}73 \cdot 9{,}81 \cdot 500 = 873\,311 \text{ N} \approx 873 \text{ kN}.$$

Figura 12 ilustrează variaţiile celor trei forţe (la ridicare, la coborâre, fără frecare) la sfârşitul tubării.

Exemplul 2. Să se determine sarcina la cârlig în timpul tubării coloanei de burlane din exemplul precedent. Pe porţiunea verticală se exercită o forţă de frecare de 1,5 kN/100 m.

Soluţie. Pe intervalul vertical – atât la ridicarea din pene, cât şi la coborâre – , sarcina la cârlig variază liniar cu adâncimea de introducere.

Când şiul coloanei a ajuns la 500 m:

– la ridicare

$$F = 85{,}73 \cdot 9{,}81 \cdot 500 + 1\,500 \cdot 500 / 100 = 428\,006 \text{ N},$$

– la introducere

$$F = 85{,}73 \cdot 9{,}81 \cdot 500 - 1\,500 \cdot 500 / 100 = 413\,006 \text{ N},$$

– în absenţa frecărilor

$$F = 85{,}73 \cdot 9{,}81 \cdot 500 = 420\,506 \text{ N}.$$

Între 500 m şi 1200 m, calculele se pot efectua la fiecare 100 m.

Astfel, la *ridicare*, când şiul ajunge la 600 m, unde $\alpha_1 = 10°$, se calculează mai întâi unghiul α_t cu ecuaţia (38), în care $F_1 = 0$:

$$(\sin\alpha_t - 0{,}35\cos\alpha_t)\, e^{-0{,}35\alpha_t} = -0{,}252584.$$

Prin încercări, se găseşte $\alpha_t = 5{,}06°$: $L_t = 550{,}60$ m.

Cu formula (30), în care $\alpha = 5{,}06°$ şi $\alpha_1 = 10°$, la 550,60 m:

$$F = -376\,692{,}44 \sin 5{,}06° + 300\,495{,}40 \cos 5{,}06° + (376\,692{,}44 \sin 10° - 300\,495{,}40 \cos 10°)\, e^{\frac{0{,}35\pi(10-5{,}06)}{180}} =$$

$$= -33\,223{,}86 + 299\,324{,}33 + (65\,411{,}96 - 295\,930{,}20)\, 0{,}970274 = 42\,434{,}61 \text{ N}.$$

La 500 m, cu formula (34):

$$F = -376\,692{,}44 \sin 0° - 300\,495{,}40 \cos 0° + (42\,434{,}61 + 376\,692{,}44 \sin 5{,}06° + 300\,495{,}40 \cos 5{,}06°)\, e^{\frac{0{,}35\cdot\pi\cdot 5{,}06}{180}} =$$

$$= -300\,495{,}40 + (424\,34{,}61 + 33\,223{,}86 + 299\,324{,}33)\, 1{,}031392 = 86\,259 \text{ N}.$$

La suprafaţă, când şiul coloanei este la 600 m:

$$F = 86\,259 + 428\,006 = 514\,265 \text{ N} \approx 514 \text{ kN}.$$

La *coborâre* , cînd şiul coloanei ajunge la 600 m, se rezolvă mai întâi ecuaţia (42), sub forma:

$$(\sin \alpha_t + 0{,}35 \cos \alpha_t)\, e^{0{,}35\alpha_t} = 0{,}447382.$$

Prin încercări, se găseşte $\alpha_t = 4{,}91°$: $L_t = 549{,}10$ m.
Cu formula (40), în care $\alpha_t = 4{,}91°$ şi $\alpha_1 = 10°$, la 549,10 m:

$$F = -376\,692{,}44 \sin 4{,}91° - 300\,495{,}40 \cos 4{,}91° +$$

$$+ (376\,692{,}44 \sin 10° + 300\,495{,}40 \cos 10°)\, e^{\frac{0{,}35\pi(10-4{,}91)}{180}} =$$

$$= -32\,241{,}41 - 299\,392{,}69 + (65\,411{,}96 + 295\,930{,}20) \cdot 1{,}0315815 = 41\,119{,}78 \text{ N}.$$

Cu formula (41), în care $\alpha = 0°$ şi $\alpha_t = 4{,}91°$, la 500 m:

$$F = -376\,692{,}44 \sin 0° + 300\,495{,}40 \cos 0° +$$

$$+ (41\,119{,}78 + 376\,692{,}44 \sin 4{,}91° - 300495{,}40 \cos 4{,}91°)\, e^{-\frac{0{,}35\pi \cdot 4{,}91}{180}} =$$

$$= 300\,495{,}40 + (41\,119{,}78 + 32\,241{,}41 - 299\,392{,}69) \cdot 0{,}9704518 = 81\,143 \text{ N}.$$

La suprafaţă, forţa la cârlig:

$$F = 81\,143 + 413\,006 = 494\,149 \text{ N} \approx 494 \text{ kN}.$$

În absenţa frecărilor, forţa la cârlig se calculează cu relaţia:

$$F = qgR \sin\alpha + qgl_v = 481\,865,83 \sin 10° + 420\,506 = 504\,181 \text{ N} \approx 504 \text{ kN},$$

unde l_v reprezintă lungimea intervalului vertical.

Similar se calculează sarcina la cârlig şi la alte adâncimi, până la 1200 m: la ridicare, la coborâre şi în absenţa frecărilor.

Pentru 1200 m, valorile sunt calculate în exemplul anterior, dar trebuie corectate cu forţa de frecare acceptată pe intervalul vertical.

Astfel, la ridicare:

$$F = 981\,808 + 7500 = 989\,308 \text{ N} \approx 989 \text{ kN},$$

iar la coborâre:

$$F = 769\,167 - 7500 = 761\,667 \text{ N} \approx 762 \text{ kN}.$$

În absenţa frecărilor, la 1200 m:

$$F = 481\,865{,}83 \sin 70° + 420\,506 = 873\,312 \text{ N} \approx 873 \text{ kN}.$$

Cu valorile calculate sunt trasate curbele din figura 13.

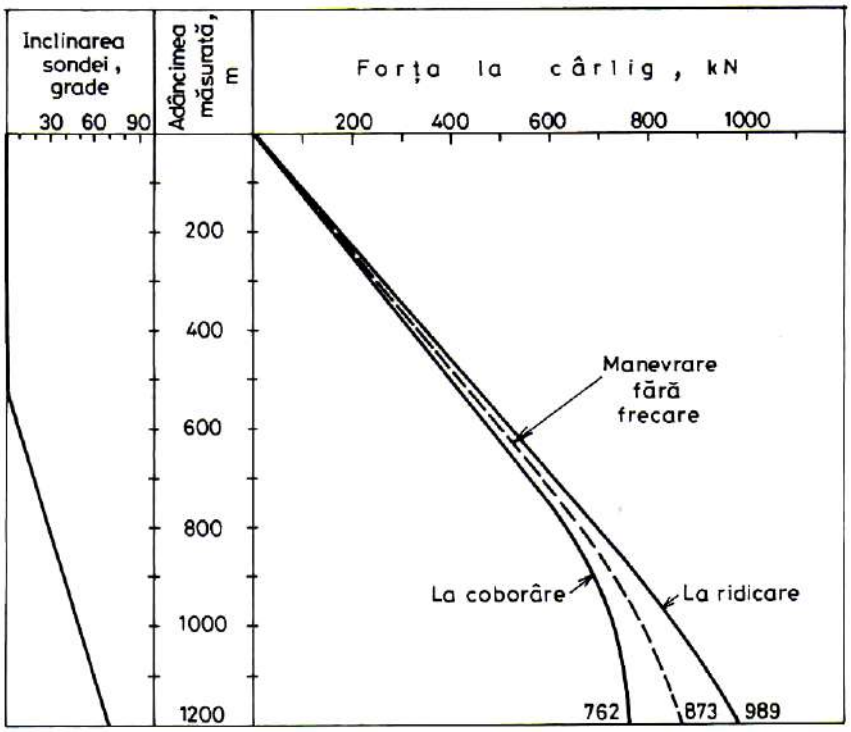

Fig. 13. *Variaţia forţei axiale la suprafaţă în timpul introducerii.*

În timpul tubării coloanei se citesc permanent, la indicatorul de sarcină, forţa la cârlig la ridicarea din pene şi forţa la cârlig la coborâre, şi se trec pe o diagramă forţă-adâncimea de introducere. Dacă punctele se găsesc între cele două curbe teoretice, calculate, înseamnă că nu există probleme: strângerea pereţilor găurii de sondă, „punerea" coloanei.

Exemplul 3. O sondă dirijată are profilul din figura 14. În ea se află, la talpă, o garnitură de foraj formată din prăjini de 5 in, cu grosimea de 9,19 mm, din oţel G-105, cu masa unitară de 32,62 kg/m, şi 100 m prăjini grele de 6 3/4 in, cu masa unitară de 161,10 kg/m. Prăjinile au rezistenţa la tracţiune de 2 464 kN şi cea la torsiune de 6 975 daNm. Diametrul racordurilor este de 165,1 mm. Densitatea noroiului din sondă este de 1 400 kg/m^3. Coeficientul de frecare în zona tubată, până la 2500 m, este 0,25, iar în porţiunea netubată 0,35, atât la manevrare, cât şi la rotire.

Să se calculeze:

1. forţa axială de-a lungul garniturii la extragera ei de la talpă ;
2. forţa axială de-a lungul garniturii la coborârea ei la talpă ;
3. forţa axială în timpul avansării cu motor submersibil cu apăsarea pe sapă de 100 kN;
4. momentul de rotaţie la suprafaţă dacă garnitura se extrage cu corectarea găurii de sondă, forţa de tracţiune la sapă fiind de 120 kN, iar momentul la sapă 5000 Nm ;
5. coeficienţii de siguranţă la tracţiune şi la torsiune în zonele cele mai solicitate.

Soluţie. Raza de curbură pe cele două intervale curbilinii: $R = 10/1 \cdot 180/\pi = 572{,}96$ m.
Greutatea unitară a prăjinilor în noroi: $q_p g = 262{,}93$ N/m.
Greutatea unitară a prăjinilor grele în noroi: $q_g g = 1298{,}54$ N/m.
Expresia $q_p gR = 150\,648$ N.
Expresia $q_g gR = 744\,010$ N.

Constantele *A* şi *B* pentru prăjini, în zona tubată şi în cea netubată, şi pentru prăjini grele:

$A_{pt} = -132\,925$ N, $B_{pt} = 70\,893$ N,
$A_{pn} = -117\,767$ N, $B_{pn} = 93\,945$ N,
$A_{pg} = -581\,620$ N, $B_{pg} = 463\,970$ N.

1. Extragerea garniturii. Se împarte sonda în şase intervale diferite – vezi figura 14. Calculele se efectuează de jos în sus.

În punctul 2, forţa axială se determină cu relaţia (11), în care $F_1 = 0$:

$$F_2 = (1\,298{,}54 \cdot 100 + 262{,}93 \cdot 400)(\cos 10° + 0{,}35 \sin 10°) = 245\,740 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 1 – 2 se calculează cu relaţia (13):

$$F_{12} = 0{,}35\,(1\,298{,}54 \cdot 100 + 262{,}93 \cdot 400) \sin 10° = 14\,284 \text{ N}.$$

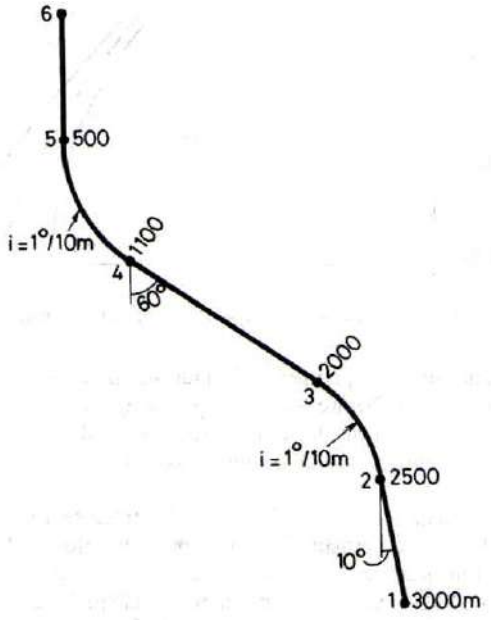

Fig. 14. *Profilul sondei din exemplul 3.*

Forţa axială din punctul 3 se determină cu formula (52), în care F_1 reprezintă forţa axială din capătul inferior al intervalului 2 – 3 şi anume F_2:

$$F_3 = 132\,925 \sin 60° - 70\,893 \cos 60° +$$
$$+ (245\,740 - 132\,925 \sin 10° + 70\,893 \cos 10°)\, e^{\frac{0{,}25 \cdot \pi (60-10)}{180}} =$$

$$= 115\,116{,}43 - 35\,446{,}50 + (245\,740 - 23\,082{,}18 + 69\,815{,}98) \cdot 1{,}2437937 = 443\,447 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul curbiliniu 2 – 3:

$F_{f23} = F_3 - F_2 - q_p g R\,(\sin\alpha_3 - \sin\alpha_2) = 443\,447 - 245\,740 - 150\,648\,(\sin 60° - \sin 10°) = 93402$ N.

În punctul 4, cu formula (11), forţa axială

$$F_4 = 443\,447 + 262{,}93 \cdot 900 \cdot (\cos 60° + 0{,}25 \sin 60°) = 612\,999 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 3 – 4:

$$F_{f34} = 0{,}25 \cdot 262{,}93 \cdot 900 \cdot \sin 60° = 51\,233 \text{ N}.$$

Pe intervalul 4 – 5, de creştere a înclinării, cum condiţia (36) nu este îndeplinită, prăjinile se sprijină doar pe peretele superior al sondei.

Cu formula (34) rezultă:

$$F_5 = -132\,925 \sin 0° - 70\,893 \cos 0° + (612\,999 + 132\,925 \sin 60° + 70\,893 \cos 60°)\, e^{\frac{0{,}25 \cdot \pi \cdot 60}{180}} =$$

$$= -70\,893 + (612\,999 + 115\,116{,}43 + 35\,446{,}50) \cdot 1{,}2992659 = 921\,177 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 4 – 5:

$$F_{f45} = 921\,177 - 612\,999 - 150\,648\,(\sin 60° - \sin 0°) = 177\,713 \text{ N}.$$

La suprafaţă, forţa de ridicare

$$F_6 = 921\,177 + 262{,}93 \cdot 500 = 1\,052\,642 \text{ N}.$$

Greutatea garniturii scufundate în noroi

$$G = 262{,}93 \cdot 2900 + 1\,298{,}54 \cdot 100 = 892\,351 \text{ N}.$$

Forţa de ridicare este mai mare decât greutatea garniturii cu 160 291 N.

Mărimea frecărilor pe toată lungimea sondei:

$$F_f = 14\,284 + 93\,402 + 51\,233 + 177\,713 = 336\,632 \text{ N}.$$

Pe intervalele drepte, forţa axială variază liniar, dar pe cele curbilinii ea are o variaţie mai complexă (fig. 15). Aceasta poate fi stabilită, calculând forţa axială în mai multe puncte intermediare.

2. Introducerea garniturii. În punctul 2, forţa axială

$$F_2 = (1\,298{,}54 \cdot 100 + 262{,}93 \cdot 400)\,(\cos 10° - 0{,}35 \sin 10°) = 217\,171 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 1 – 2 are aceeaşi valoare ca şi în cazul extragerii, dar acum ea este orientată în sus: – 14 284 N.

În punctul 3, forţa axială se calculează cu formula (53):

$$F_3 = 132\,925 \sin 60° + 70\,893 \cos 60° +$$

$$+ (217\,171 - 132\,925 \sin 10° - 70\,893 \cos 10°)\, e^{-\frac{0{,}25 \cdot \pi (60 - 10)}{180}} =$$

$$= 115\,116{,}43 + 35\,446{,}50 + (217\,171 - 23\,082{,}18 - 69\,815{,}98) \cdot 0{,}8039918 = 250\,477 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 2 – 3:

$$F_{f23} = 250\,477 - 217\,171 - 150\,648\,(\sin 60° - \sin 10°) = -\,70\,999 \text{ N}.$$

În punctul 4, forţa axială se determină cu formula (11):

$$F_4 = 250\,477 + 262{,}93 \cdot 900\,(\cos 60° - 0{,}25 \sin 60°) = 317\,562 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 3 – 4:

$$F_{f34} = -\,0{,}25 \cdot 262{,}93 \cdot 900 \cdot \sin 60° = -\,51\,233 \text{ N}.$$

Pe intervalul de creştere a înclinării 4 – 5, garnitura se sprijină doar pe peretele superior al sondei. In punctul 5, forţa axială se calculează cu formula (41):

$$F_5 = -\,132\,925 \sin 0° + 70\,893 \cos 0° + (317\,562 + 132\,925 \sin 60° - 70\,893 \cos 60°)\, e^{-\frac{0{,}25 \cdot \pi \cdot 60}{180}} =$$

$$= 70\,893 + (317\,562 + 115\,116{,}43 - 35\,446{,}50) \cdot 0{,}7696654 = 376\,629 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 4 – 5:

$$F_{f45} = 376\,629 - 317\,562 - 150\,648\,(\sin 60° - \sin 0°) = -\,71\,398 \text{ N}.$$

La suprafaţă:

$$F_6 = 376\,629 + 262{,}93 \cdot 500 = 508\,094 \text{ N}.$$

Suma forţelor de frecare: $-\,(14\,284 + 70\,999 + 51\,233 + 71\,398) = -\,207\,914$ N.

Semnul minus reflectă faptul că forţele de frecare sunt orientate în sus (valoarea este egală cu 716 008 – 508 094).

Variaţia forţei axiale la introducere este reprezentată în aceeaşi figură 15. Tot aici este trasată şi variaţia forţei axiale în absenţa frecărilor: $F_2 = 231\,455$ N, $F_3 = 335\,760$ N, $F_4 = 454\,078$ N, $F_5 = 584\,543$ N, $F_6 = 716\,008$ N.

3. Foraj cu motor submersibil. Se consideră că garnitura de foraj avansează cu frecare, deşi vibraţiile provocate de sapă şi de motor reduc probabil mărimea frecărilor. Situaţia este similară cu cea din cazul precedent, doar că la capătul inferior se aplică o forţă de compresiune de 100 kN: $F_1 = -\,100$ kN.

În punctul 2, forţa axială:

$$F_2 = -\,100\,000 + (1\,298{,}54 \cdot 100 + 262{,}93 \cdot 400)\,(\cos 10° - 0{,}35 \sin 10°) = 117\,171 \text{ N}$$

Forţa de frecare pe intervalul 1 – 2, îndreptată în sus, are aceeaşi valoare din cazul precedent: –14 284 N.

În punctul 3, forţa axială se determină cu formula (53):

$$F_3 = 132\,925 \sin 60° + 70\,893 \cos 60° +$$

$$+ (117\,171 - 132\,925 \sin 10° - 70\,893 \cos 10°)\, e^{-\frac{0{,}25\pi(60-10)}{180}} =$$

$$= 115\,116{,}43 + 35\,446{,}50 + (117\,171 - 23\,082{,}18 - 69\,815{,}98) \cdot 0{,}8039918 = 170\,078 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 2 – 3:

$$F_{f23} = 170\,078 - 117\,171 - 150\,648\,(\sin 60° - \sin 10°) = -51\,398 \text{ N}.$$

În punctul 4, forţa axială:

$$F_4 = 170\,078 + 262{,}93 \cdot 900\,(\cos 60° - 0{,}25 \sin 60°) = 237\,163 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 3 – 4:

$$F_{f34} = -0{,}25 \cdot 262{,}93 \cdot 900 \cdot \sin 60° = -51\,233 \text{ N}.$$

Pe intervalul de creştere a înclinării 4 – 5, prăjinile se sprijină doar pe peretele superior al sondei. În punctul 5, forţa axială se calculează cu formula:

$$F_5 = -132\,925 \sin 0° + 70\,893 \cos 0° + (237\,163 + 132\,925 \sin 60° - 70\,893 \cos 60°)\, e^{-\frac{0{,}25 \cdot \pi \cdot 60}{180}} =$$

$$= 70\,893 + (237\,163 + 115\,116{,}43 - 35\,446{,}50) \cdot 0{,}7696654 = 314\,748 \text{ N}.$$

Forţa de frecare pe intervalul 4 – 5:

$$F_{f45} = 314\,748 - 237\,163 - 150\,648\,(\sin 60° - \sin 0°) = -52\,880 \text{ N}.$$

La suprafaţă, forţa axială:

$$F_6 = 314\,748 + 262{,}93 \cdot 500 = 446\,213 \text{ N}.$$

Variaţia forţei axiale este prezentată în figura 15.

Suma forţelor de frecare: – (14 284 + 51 398 + 51 233 + 52 880) = – 169 795 N.

Semnul minus indică faptul că ele sunt orientate în sus. Valoarea respectivă coincide cu diferenţa 716 008 – 446 213 – 100 000, unde 716 008 N este forţa axială la suprafaţă, în absenţa frecărilor.

De remarcat că pentru a lăsa pe talpă 100 000 N, se slăbeşte garnitura de la 508 157 N, forţa axială în timpul coborârii, la 446 213 N. Diferenţa este doar de 61 944 N. Cele două mărimi nu sunt identice pentru că, presiunile de contact în cele două situaţii fiind diferite, şi forţele de frecare sunt diferite.

4. Corectarea cu tracţiune. Când garnitura de foraj este rotită, frecările axiale sunt reduse. Aici, se acceptă că ele sunt absente şi se manifestă doar frecările provocate de rotire. Se admite, totodată, că diametrul de frecare este egal cu cel al racordurilor, 165,1 mm.

Forţa axială în punctul 2:

$$F_2 = 120\,000 + (1298{,}54 \cdot 100 + 262{,}93 \cdot 400) \cos 10° = 351\,455 \text{ N}.$$

Momentul de rotaţie în punctul 2 se determină cu relaţia (16):

$$M_2 = 5000 + 0{,}35\, \frac{1298{,}54 \cdot 100 \cdot 0{,}1715 + 262{,}93 \cdot 400 \cdot 0{,}1651}{2} \sin 10° = 6\,204 \text{ Nm}.$$

În punctul 3, forţa axială se calculează cu formula (52) ori (53), cu $\mu = 0$:

$$F_3 = 351\,455 + 150\,648\,(\sin 60° - \sin 10°) = 455\,760 \text{ N}.$$

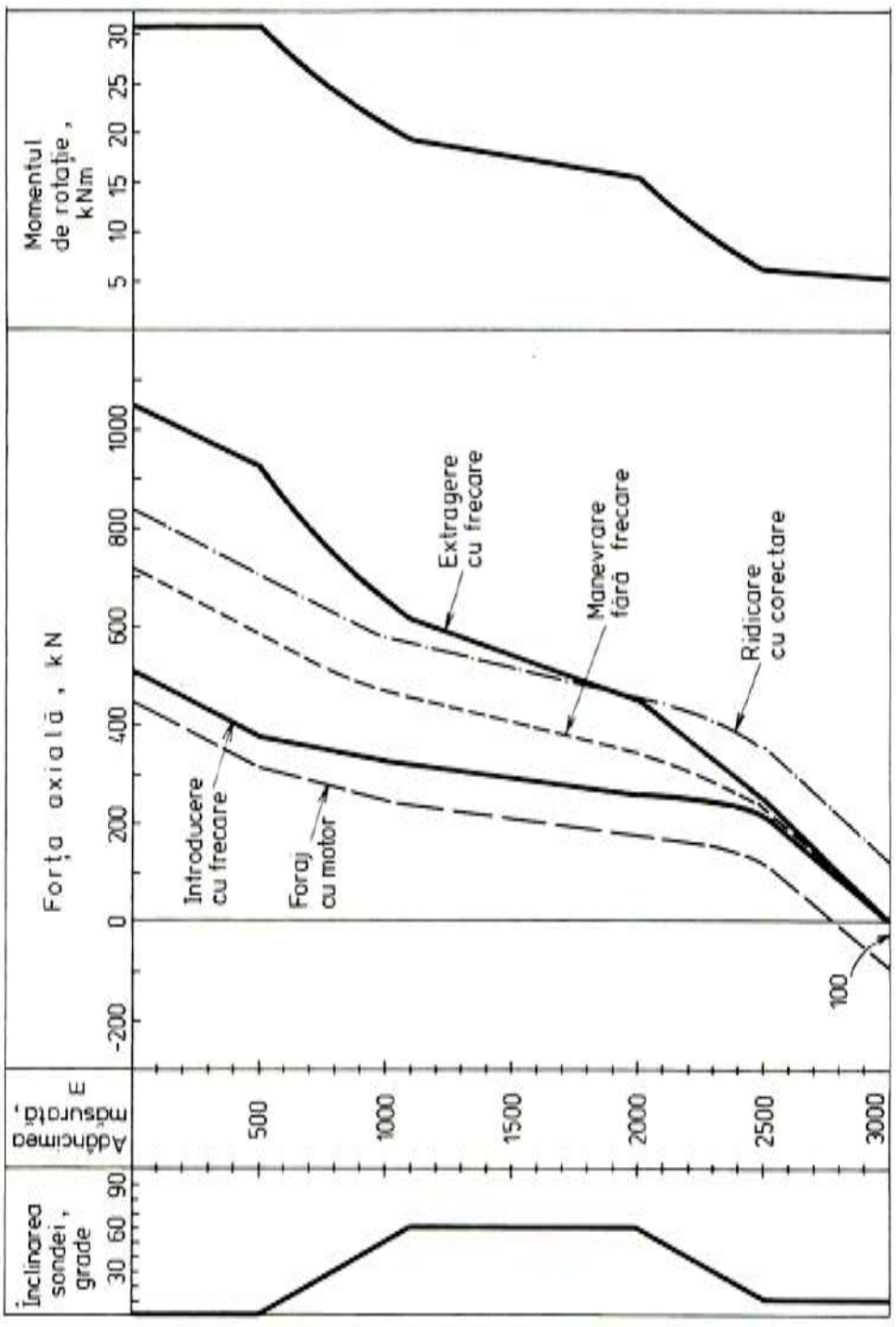

Fig. 15. *Variaţia sarcinii axiale şi a momentului de rotaţie de-a lungul unei garnituri de foraj – exemplul 3.*

Momentul de rotaţie în punctul 3 va fi calculat cu formula (57):

$$M_3 = 6204 + \frac{0{,}25 \cdot 0{,}1651 \cdot 572{,}96}{2} \cdot$$
$$\cdot \left[2 \cdot 262{,}93 \left(\cos 10^{\circ} - \cos 60^{\circ} \right) - \left(262{,}93 \sin 10^{\circ} - \frac{351\,455}{572{,}96} \right) \frac{\pi (60 - 10)}{180} \right] = 15\,077 \text{ Nm.}$$

În punctul 4, forţa axială:

$$F_4 = 455\,760 + 262{,}93 \cdot 900 \cdot \cos 60^{\circ} = 574\,079 \text{ N.}$$

Momentul de rotaţie în punctul 4:

$$M_4 = 15\,077 + 0{,}25 \frac{0{,}1651 \cdot 262{,}93 \cdot 900}{2} \cdot \sin 60^{\circ} = 19\,306 \text{ Nm.}$$

În punctul 5, forţa axială:

$$F_5 = 574\,049 + 150\,648 \, (\sin 60^{\circ} - \sin 0^{\circ}) = 704\,544 \text{ N.}$$

Momentul de rotaţie în punctul 5 se determină cu formula (46):

$$M_5 = 19\,306 + \frac{0{,}25 \cdot 0{,}1651 \cdot 572{,}96}{2} \cdot$$
$$\cdot \left| 2 \cdot 262{,}93 \left(\cos 60^{\circ} - \cos 0^{\circ} \right) - \left(262{,}93 \sin 60^{\circ} + \frac{574\,079}{572{,}96} \right) \frac{\pi \cdot 60}{180} \right| = 31\,423 \text{ Nm.}$$

Pe intervalul 4 – 5 prăjinile se sprijină pe peretele superior: ecuaţia (45) nu are soluţie.
La suprafaţă, forţa axială:

$$F_6 = 704\,544 + 262{,}93 \cdot 500 = 836\,009 \text{ N} \approx 836 \text{ kN.}$$

Neglijând frecările pe intervalul 5 – 6, momentul la suprafaţă este 31 423 Nm.
Variaţiile celor două mărimi sunt reprezentate în figura 15.

5. Coeficienţii de siguranţă. La tracţiune, cele mai mari forţe axiale intervin la extragerea garniturii.
La suprafaţă, unde forţa axială este de 1 052 642 N, coeficientul de siguranţă:

$$c_s = \frac{2\,464\,000}{1\,052\,642} = 2{,}34.$$

Pe porţiunile de creştere sau de scădere a înclinării, prăjinile sunt supuse şi la încovoiere. Tensiunile de încovoiere se determină cu formula lui Lubinski:

$$\sigma_i = dE/2R \cdot kl/\text{th } kl,$$

unde constanta $k^2 = F_{ax} / EI$, cu I – momentul de inerţie şi $2l$ – lungimea unei prăjini, 9 m.
În partea de sus a intervalului de creştere a înclinării, unde forţa axială este maximă, 921 177 N, se determină:

$$I = \frac{\pi}{64}\left(0{,}127^4 - 0{,}1086^4 \right) = 5{,}94 \cdot 10^{-6}\ \text{m}^4,$$

$$k = \sqrt{\frac{921\,177}{2{,}06 \cdot 10^{11} \cdot 5{,}94 \cdot 10^{-6}}} = 0{,}86765,$$

$$kl = 0{,}86765 \cdot 4{,}5 = 3{,}9044.$$

Cu formula lui Lubinski:

$$\sigma_{\hat{\imath}} = \frac{0{,}127 \cdot 2{,}06 \cdot 10^{11}}{2 \cdot 572{,}96} \cdot \frac{3{,}9044}{\text{th}3{,}9044} = 89 \cdot 10^6\ \text{N/m}^2 = 89\ \text{N/mm}^2.$$

Această tensiune poate fi transformată într-o forţă axială echivalentă:

$$F_{\hat{\imath}} = \sigma_{\hat{\imath}} A = 89 \cdot 10^6 \cdot \frac{\pi}{4}(0{,}127^2 - 0{,}1086^2) = 303\,021\ \text{N},$$

care se adaugă la forţa axială de 921 177 N. Forţa totală este 1 224 198 N.

Coeficientul de siguranţă

$$c_s = \frac{2\,464\,000}{1\,224\,198} = 2{,}01$$

este mai mic decât la suprafaţă.

Mai jos, coeficienţii de siguranţă la tracţiune sunt mai mari.

La torsiune, coeficientul de siguranţă la suprafaţă

$$c_s = \frac{69\,750}{31\,423} = 2{,}22.$$

Tehnica dezvoltată mai sus, acceptată ca un standard în cele mai multe simulări industriale, cu diverse modele [1, 9], ignoră efectul flambajului şi al rigidităţii la încovoiere a prăjinilor asupra forţelor de contact cu pereţii sondei: mărimea forţelor şi a momentelor de frecare este subestimată. Tehnici mai sofisticate iau în considerare şi efectele respective [5, 7, 10, 11].

3. Căi de reducere a forţelor şi momentelor de frecare

Reducerea forţelor de frecare manifestate la deplasarea longitudinală a materialului tubular şi a momentelor forţelor de frecare constituie o problemă de interes major, atât în faza de proiectare, cât şi în cea de realizare a sondelor cu înclinări şi deplasări orizontale mari. Dacă cei doi parametri au valori excesive, unele operaţiuni în sondă sau chiar continuarea forajului pot fi compromise.

Pentru reducerea forţelor şi momentelor de frecare există diverse posibilităţi [1, 5, 8, 12, 13]:

– optimizarea profilului spaţial al sondelor ;
– folosirea fluidelor de foraj cu bune proprietăţi lubrifiante;
– optimizarea programului de tubare a sondei;
– alcătuirea optimă a garniturii de foraj astfel încât să se reducă suprafeţele şi presiunile de contact cu pereţii, şi să se evite flambajul lor în timpul rotirii;
– utilizarea prăjinilor uşoare, din aluminiu;
– folosirea stabilizatorilor nerotativi;
– utilizarea stabilizatorilor şi a centrorilor cu role;
– adausul de lubrifianţi, lichizi sau solizi, în fluidul de circulaţie: acizi graşi, esteri, uleiuri vegetale, substanţe tensioactive, microsfere din plastic ori sticlă (de ordinul zecimilor de milimetri); materialele fibroase folosite pentru combaterea pierderilor de circulaţie, particulele de barită reduc şi ele frecările;
– forajul unei găuri de sondă cât mai netede, fără schimbări dese de direcţie;
– îmbunătăţirea evacuării detritusului ;
– folosirea *top drive*-lui pentru a roti garnitura în timpul extragerii;
– tubarea coloanelor parţial sau total goale (v. cap. 9).

Întrebări

1. *Ce probleme creează forţele de frecare longitudinale şi momentele forţelor de frecare în sonde direcţionale şi în cele orizontale?*
2. *Ce semnificaţie are unghiul de înclinare critic?*
3. *Cum pot fi reduse frecările în sondele direcţionale şi în cele orizontale?*

Probleme

1. Să se stabilească variaţia presiunii de contact dintre burlane şi pereţii sondei, de-a lungul ei, în exemplul 1.

2. Să se recalculeze forţa la cârlig, la ridicare şi la coborâre, în aceleaşi condiţii din exemplul 1, dacă intervalul curbiliniu continuă până ce sonda atinge la talpă înclinarea de 90º (lungimea sondei este de 1400 m).

R: F_r =1063 kN; G = 1177 kN; F_c = 732 kN.

3. O coloană de burlane de 9 5/8 in, cu masa unitară medie de 70 kg/m, este tubată într-o sondă forată vertical până la 1500 m şi apoi dirijată pe un traseu circular până la 1950 m unde a atins înclinarea de 90^o. Densitatea noroiului din sondă este 1100 kg/m^3, iar coeficientul de frecare este 0,30.

Să se determine sarcina la cârlig la ridicarea coloanei de la talpă. Frecările pe intervalul vertical se neglijează.

Care este greutatea coloanei în noroi?

Pe ce lungime de la talpă burlanele stau pe peretele inferior?

R: F = 1103 kN; G = 1151 kN; l = 179,30 m.

Referinţe bibliografice

1. Aadnøy, B. S., Andersen, K.: *Friction Analysis for Long-Reach Wells*, Drilling Conference, Dallas, Texas, USA, 3 – 6 March 1998, IADC/SPE 39 391.

2. Aadnøy, B. S., Djurhuus, J.: *Theory and Application of a New Generalized Model for Torque and Drag*, Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition, Jakarta, Indonesia, 25 – 27 August 2008, IADC/SPE 114 684.

3. Cordoso, Jr., J. V. *et al.*: *Problem Detection During Tripping Operations in Horizontal and Directional Wells*, SPE Drilling & Completion, June 1995, p. 77 – 83.

4. Dangerfield, W.: *Simplified equations estimate friction loads on downhole tubulars,* Oil & Gas Journal, November 21, 1994, p. 64 – 71.

5. Hareland, G. *et al.*: *Innovative Nanoparticle Drilling Fluid and Its Benefits to Horizontal or Extended Reach Drilling,* Canadian Unconventional Resources Conference Calgary, Alberta, Canada, 30 October – 1 November 2012, SPE 162 686.

6. Johancsik, C. A. *et al.*: *Torque and Drag in Directional Wells – Prediction and Measurement,* J. Petroleum Technology, June 1984, p. 987 – 992. (SPE 11 380).

7. Mason, C. J., Chen, D. C.-K.: *Step Changes Needed to Modernize T&D Software,* Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 20 – 22 February 2007, SPE/IADC 104 609.

8. McCormick, J. E., Chiu, T. F.: *The Practice and Evolution of Torque and Drag Reduction: Theory and Field Results*, Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 30 October – 2 November 2011, SPE 147 100.

9. Mirhaj, S. A. *et al.*: *New Aspects of Torque-and-Drag Modeling in Extended-Reach Wells*, Annual Technical Conference and Exibition, Florence, Italy, 19 – 22 September 2010, SPE 135 719.

10. Mitchell, R. F.: *Drillstring Solutions Improve the Torque-Drag Model*, Drilling Conference, Orlando, Florida, USA, 4 – 6 March 2008, IADC/SPE 112 623.

11. Mitchell, R. F. *et al.*: *Drilling Analysis with a Discrete Torque-Drag Model*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 5 – 7 March 2013, SPE/IADC 163 477.

12. Payne, M. L., Abbassian, F.: *Advanced Torque-and-Drag Considerations in Extended-Reach Wells*, SPE Drilling & Completion, March 1997, p. 55 – 62.

13. Quigley, M. S. *et al.*: *A Full-Scale Wellbore Friction Simulator*, Drilling Conference, Houston, Texas, USA, 27 February – 2 March 1990, IADC/SPE 19 958.

14. Rae, G. *et al.*: *Understanding Torque and Drag: Best Practices and Lessons Learnt from Captain Field's Extended Reach Wells*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 23 – 25 February 2005, SPE/IADC 91 854.

15. Sheppard, M. C. *et al.*: *Designing Well Paths to Reduce Drag and Torque*, Drilling Engineering, December 1987, p. 344 – 350. (SPE 15 463).

16. Wu, J., Juvkam-Wold, H. C.: *Drag and torque calculations for horizontal wells simplified for field use*, Oil & Gas Journal, April 29, 1991, p. 49 – 56.

15

MĂSURĂTORI ÎN TIMPUL FORAJULUI

1. Introducere

Dezvoltarea forajului direcţional pe zăcăminte submarine, mult mai scump decât cel de pe uscat, a stimulat tehnologiile care contribuie la reducerea duratei şi a costurilor de realizare a sondelor. Printre altele, a trebuit imaginat un sistem de măsurare a parametrilor direcţionali (înclinarea, azimutul şi orientarea dispozitivului de dirijare) chiar în timpul forajului, pentru ca sondele să poată fi dirijate din „mers". Aplicat prima dată în 1978 – 1979 în Marea Nordului, de firma Teleco, sistemul de măsurare a parametrilor în timpul forajului cu pulsaţii de presiune în noroi constituie astăzi un procedeu standard pentru dirijarea sondelor, atât pe mare, cât şi pe uscat. Devenite între timp accesibile economic, sistemele de măsurare a parametrilor direcţionali în timpul forajului se folosesc în prezent pe scară largă, inclusiv pe intervalele ce trebuie forate vertical.

Între timp, s-au dezvoltat şi numeroase sisteme de investigare geofizică a formaţiunilor traversate de sapă sau chiar din faţa ei în timpul forajului, eliminând astfel multe măsurători şi investigaţii care necesită întreruperea procesului normal de foraj. Sistemele actuale permit să se achiziţioneze şi alte informaţii din zona sapei: parametrii de foraj şi cei de funcţionare a unor scule de fund, prezenţa şi mărimea vibraţiilor, temperatura şi presiunea din sondă, forma şi dimensiunile găurii de sondă, natura fluidelor din strate, intensitatea cîmpului magnetic şi a celui gravitaţional ş.a. Informaţiile culese sunt transmise la suprafaţă practic imediat, ceea ce oferă posibilitatea unui control permanent asupra traseului sondei, a formaţiunilor întâlnite şi a proceselor de la talpa sondei. Dacă este necesar, traseul planificat al sondei poate fi modificat, în funcţie de informaţiile primite. Este posibil ca unele dificultăţi sau accidente în sondă să fie evitate.

Aceste tipuri de măsurători sunt cunoscute sub sigla MWD (*Measurements While Drilling* – măsurători în timpul forajului, în limba engleză). Pentru carotajul din timpul forajului se foloseşte sigla LWD (*Logging While Drilling*).

Beneficiile aplicării sistemelor de măsurători în timpul forajului sunt:

– conducerea dinamică, precisă şi rapidă, a sondelor pe traseul proiectat, cu evitarea schimbărilor bruşte de direcţie necesare corectării traseului;

– reducerea duratei de foraj, prin eliminarea unor măsurători efectuate periodic cu instrumente introduse cu cablu;

– posibilitatea de măsurare şi investigare a sondelor cu înclinări mari, unde metodele uzuale cu cablu nu pot fi utilizate;

– micşorarea riscului de prindere a garniturii de prăjini prin reducerea timpului de lăsare a ei nemişcată;

– evaluarea formaţiunilor geologice, inclusiv a celor productive, în timpul forajului;

– corelarea operativă cu alte sonde existente în vecinătate;

– detectarea nemijlocită a zonelor cu probleme (pierderi de circulaţie, manifestări eruptive, strângerea pereţilor sondei);

– măsurarea presiunii şi a temperaturii la talpă;

– cunoaşterea valorilor reale ale apăsării pe sapă, turaţiei motorului de fund, momentului de rotaţie la sapă; în sonde deviate, apăsarea axială şi momentul de rotaţie diferă semnificativ de cele măsurate la suprafaţă din cauza frecărilor garniturii cu pereţii sondei; din cauza lucrului neuniform al sapei, practic toţi parametrii au un accentuat caracter dinamic, neuniform; informaţiile respective permit să se optimizeze procesul de avansare a sapei şi să se evite unele accidente (avarierea sapei, prinderea garniturii de prăjini);

– rezoluţia mai mare a unor măsurători datorită vitezei de investigare relativ reduse;

– salvarea unor informaţii privind formaţiunile traversate când o parte din sondă este pierdută înainte ca ea să fie investigată cu instrumente introduse, periodic, de la suprafaţă.

Telemăsurarea presupune existenţa a trei elemente principale:

- un ansamblu de fund care achiziţionează informaţiile, le adaptează şi le transmite la suprafaţă prin intermediul unor semnale purtătoare de informaţii;
- o linie de legătură cu suprafaţa;
- un ansamblu de suprafaţă care receptează informaţiile şi le dă o formă utilizabilă pentru operator.

Dispozitivele de receptare a semnalelor purtătoare de informaţii depind de tipul legăturii de la talpă la suprafaţă.

2. Ansamblul de fund

Acesta este alcătuit dintr-un set de senzori, traductori (transformă semnalele neelectrice furnizate de senzori în semnale electrice), un sistem de amplificare, modulare şi codificare a semnalelor, un emiţător şi o sursă de energie (când nu este furnizată de la suprafaţă prin cablu).

Ansamblul de fund este montat de regulă într-o prăjină grea amagnetică. Condiţiile specifice de lucru şi spaţiul disponibil limitat impun anumite caracteristici. Astfel, elementele componente ale ansamblului trebuie să reziste la vibraţiile şi şocurile provocate de lucrul sapei, la presiunile şi temperaturile ridicate din sondă. Spaţiul redus disponibil în interiorul prăjinii grele, prin care

trebuie să circule noroiul, presupune o miniaturizare a tuturor componentelor. Dacă spaţiul rămas pentru circulaţie este prea îngust, căderile de presiune sunt mari şi există pericolul de erodare a echipamentului.

În general, diversele componente sunt montate modular de-a lungul prăjinii grele (de fapt sunt mai multe prăjini grele amagnetice scurte), pentru a fi uşor schimbate; dacă un modul este avariat, celelalte pot opera în continuare.

Unele ansambluri sunt lansate cu cablu, după introducerea garniturii, unele pot fi extrase cu o coruncă (eventual, doar o parte a ansamblului, în primul rând sursele radioactive, atunci când garnitura este prinsă şi nu poate fi extrasă).

2.1. Senzori direcţionali

Practic toate sistemele de telemăsurare urmăresc cei trei parametri direcţionali: înclinarea şi azimutul sondei de-a lungul ei, şi orientarea deviatorului.

Traductorii curent folosiţi sunt accelerometre şi magnetometre montate triortogonal, similare cu cele utilizate la instrumentele de dirijare (v. cap. 2). Un accelerometru şi un magnetometru sunt dispuse coliniar cu axa prăjinii în care sunt montate, iar unul dintre cele două magnetometre şi accelerometre dispuse perpendicular pe axă constituie un reper pentru stabilirea direcţiei deviatorului: unghiul dintre axa acestui magnetometru şi direcţia de acţiune a deviatorului trebuie cunoscut înainte de introducerea aparaturii în sondă.

Dacă înclinarea sondei este mică, sub 5^o, direcţia deviatorului se stabileşte în raport cu cea a nordului magnetic. La înclinări mai mari, direcţia deviatorului se stabileşte faţă de direcţia sondei, pentru a evita diverse interferenţe magnetice. De obicei, sistemele existente operează automat într-un mod sau altul, comparând înclinarea sondei cu o anumită valoare prestabilită.

Unghiul format de componenta axială a intensităţii câmpului gravitaţional şi rezultantă, calculată cu cele trei componente, reprezintă înclinarea sondei. Pentru determinarea azimutului sunt necesare atât componentele câmpului geomagnetic, cât şi cele ale câmpului gravitaţional (v. cap. 2).

În prezent se introduc şi sisteme care în locul magnetometrelor folosesc giroscoape, în zonele unde există interferenţe magnetice [3].

În mod curent, senzorii direcţionali sunt plasaţi la câţiva metri deasupra sapei; iar la forajul cu motoare submersibile la câţiva metri deasupra lor. Aceasta înseamnă că există un oarecare decalaj între adâncimea la care a ajuns sonda şi adâncimea la care se măsoară parametrii ei direcţionali. Există sisteme montate imediat deasupra sapei, la circa jumătate de metru, eventual sub motorul de fund sau în construcţia sistemelor de dirijare rotary. Însoţite de un carotaj al radiaţiilor gama, sistemele respective sunt utile la dirijarea geologică, la forajul sondelor orizontale, în strate cu înclinări mari, la fixarea exactă a şiului unei coloane de burlane. Dirijarea este mai precisă şi găurile de sondă sunt mai netede.

Înclinarea şi azimutul, cu diverse corecţii (de declinaţie magnetică, de încovoiere a prăjinilor grele în care sunt montaţi senzorii), se calculează cu un microprocesor direct la talpa sondei sau la suprafaţă.

2.2. Tipuri de carotaj

Proprietăţile formaţiunilor investigate în timpul forajului sunt numeroase: radiaţiile naturale gama, rezistivitatea, densitatea, porozitatea, indicele fotoelectric, conţinutul, natura şi presiunea fluidelor din pori, proprietăţile mecanice şi cele magnetice ale rocilor ş.a. Unele proprietăţi pot fi măsurate chiar pe diverse direcţii, azimutal: radiaţiile gama, rezistivitatea, densitatea. Majoritatea proprietăţilor sunt prezentate sub forma de imagini color de-a lungul sondei.

Între senzorii folosiţi la investigaţiile cu cablu şi cei utilizaţi la carotajele din timpul forajului (LWD) există unele diferenţe – principiale, fizice sau operaţionale – , adesea semnificative. Multe tipuri şi metode de investigaţie s-au dezvoltat direct pentru măsurători efectuate în timpul forajului.

Diferenţele sunt impuse de spaţiul disponibil redus, posibilităţile de centrare, prezenţa pereţilor prăjinilor, care atenuează unele semnale, condiţiile dificile de lucru, viteza de investigare, viteza şi modul de transmitere a informaţiilor la suprafaţă, puterea sursei de energie ş.a. Măsurătorile la carotajul cu cablu sunt influenţate de invazia filtratului în formaţiunile traversate şi de grosimea turtei depuse, efecte mai puţin prezente în cazul LWD. Din cauza diferenţelor constructive nici adâncimea de investigare nu este aceeaşi în cele două cazuri.

Viteza de investigare influenţează gradul de rezoluţie a carotajelor. Dacă la carotajul cu cablu, viteza de investigare, mult mai mare, este controlată, în cazul LWD aceasta variază în limite foarte largi, fiind egală cu viteza de avansare a sapei: răspunsurile pot fi uşor diferite, mai ales în cazul senzorilor de radiaţii.

Pentru că ansamblurile care înglobează diverşii senzori se rotesc, la forajul rotary, este posibil să se investigheze întreaga suprafaţă a sondei şi să se prezinte variaţia caracteristicilor investigate în jurul ei.

a. Radiaţii naturale gama. Practic toate sistemele cu senzori direcţionali urmăresc şi *radiaţiile naturale gama* emise de elementele radioactive din roci, în speţă izotopii de potasiu, thoriu sau uraniu, a căror concentraţie în diverse roci este diferită. Concentraţia cea mai mare de izotopi se găseşte în rocile cu minerale argiloase, care sunt astfel uşor de separat şi reprezintă roci de referinţă. Nisipurile, gresiile, calcarele au un nivel de radioactivitate mai scăzut. Dacă senzorii de radiaţii sunt amplasaţi suficient de aproape de sapă, se pot detecta imediat schimbările litologice, chiar şi faliile.

Pentru măsurarea radiaţiilor gama se folosesc cristale de scintilaţie cu amplificare fotonică şi, mai rar, tuburi Geiger-Muller. Intensitatea radiaţiilor se exprimă în unităţi convenţionale API.

Prăjinile grele în care sunt montate contoarele de radiaţii atenuează simţitor intensitatea acestora. Pentru a îmbunătăţi sensibilitatea se montează mai multe contoare pe o circumferinţă, uneori în două grupe care lucrează independent.

Datele înregistrate sunt corectate pentru a elimina efectul diametrului sondei, cel al densităţii noroiului şi al conţinutului de potasiu din noroi.

Rezoluţia carotajului gama, de-a lungul sondei, este de ordinul 0,2 – 0,3 m.

b. Rezistivitatea. Ca o măsură a rezistenţei la propagarea curentului electric, rezistivitatea formaţiunilor geologice este determinată de natura lor litologică, dar şi de conţinutul de fluide existente în porii lor: apa sărată acţionează ca un conductor, petrolul şi gazele, dimpotrivă, ca un izolator electric.

Pentru măsurarea rezistivităţii formaţiunilor în timpul forajului se aplică de obicei carotajul cu unde electromagnetice cu frecvenţă ridicată, 100, 400, 500, 1000 kHz şi, mai ales, 2 MHz: se măsoară rezistivitatea de propagare. Sistemul nu reclamă o izolare severă faţă de corpul prăjinii în care este montat şi poate opera în orice tip de noroi, inclusiv în cele neconductive, precum şi în aer. El are o rază mare de investigare (uzual 2 – 3 m, dar la frecvenţe reduse, de 2 sau 10 kHz, chiar 20 – 30 m) şi o bună rezoluţie de-a lungul sondei (10 – 15 mm).

Frecvenţele reduse permit o investigaţie mai adâncă oferind o rezistivitate măsurată mai puţin afectată de mediul din sondă; sunt utile şi la dirijarea geologică. În schimb, frecvenţele mari oferă o rezoluţie mai bună.

În forma cea mai simplă, un dispozitiv de măsurare a rezistivităţii formaţiunilor este alcătuit dintr-un emiţător şi doi receptori prevăzuţi cu antene circulare izolate (fig. 1, *a*). Undele propagate îşi modifică viteza (lungimea de undă) şi amplitudinea în funcţie de rezistivitatea mediului traversat şi de distanţa parcursă. Cei doi receptori, aflaţi la distanţe diferite faţă de emiţător, sesizează o diferenţă de fază a undelor receptate şi una de amplitudine. Cu cât rezistivitatea mediului de propagare este mai mare, cu atât mai reduse sunt diferenţa de fază şi atenuarea semnalelor. Cele două mărimi pot fi corelate cu două rezistivităţi aparente distincte, care reflectă adâncimi diferite de investigare şi se înregistrează separat. Diferenţa de fază este corelată cu o rezistivitate de suprafaţă, iar atenuarea cu o rezistivitate de adâncime. Cele două mărimi reprezintă o combinaţie între rezistivitatea măsurată perpendicular şi cea măsurată în lungul sondei.

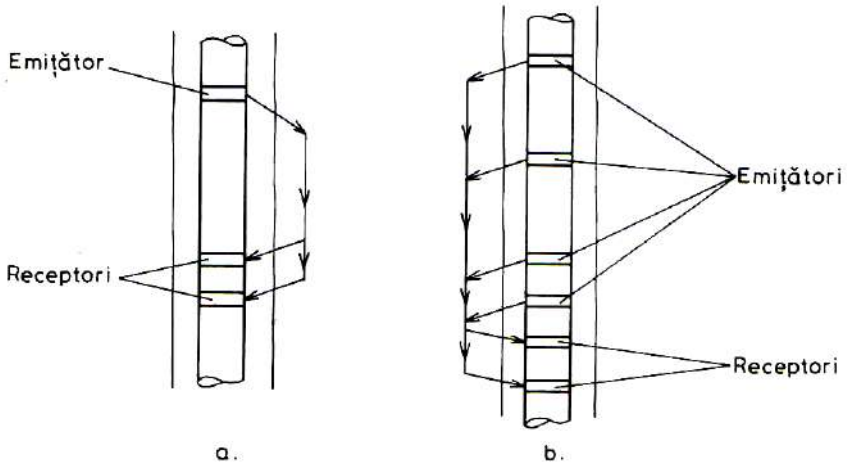

Fig. 1. *Dispozitive pentru măsurarea rezistivităţii:*
a – cu un singur emiţător; b – cu mai mulţi emiţători.

Rezoluţia (capacitatea de delimitare a stratelor) este determinată de distanţa dintre receptori, iar adâncimea de investigare de distanţa emiţător-receptor, dar şi de rezistivitatea formaţiunii: cu cât rezistivitatea este mai mare, cu atât mai mare este adâncimea de investigare.

Cu doi emiţători, plasaţi unul deasupra şi celălalt sub receptor, care emit alternativ, cele două mărimi – diferenţa de fază şi atenuarea – pot fi mediate, ceea ce compensează efectul variaţiei de diametru al găurii de sondă, îmbunătăţeşte rezoluţia şi creşte acurateţea măsurătorii (în speţă rezistivitatea de suprafaţă). Se obţine o *rezistivitate dual㠄 compensată*.

Folosind mai mulţi emiţători independenţi, plasaţi la distanţe diferite faţă de cei doi receptori, se măsoară rezistivitatea până la diverse adâncimi şi în limite foarte largi (0,015 –2000 ohm·m). Se pot detecta, în acest mod, invazia filtratului, variaţiile de permeabilitate şi se poate calcula cu mai multă certitudine rezistivitatea reală a formaţiunii şi saturaţiile în fluide (fig. 1, *b*).

În cazul formaţiunilor anizotrope, din punctul de vedere al rezistivităţii, valorile măsurate constituie o combinaţie între rezistivitatea paralelă cu stratificaţia şi cea perpendiculară pe aceasta. Prin urmare, rezistivităţile măsurate depind de înclinarea sondei şi de cea a stratelor.

Cu o configuraţie ortogonală de emiţători şi receptori, cele două rezistivităţi, considerate componente ale unui tensor de rezistivitate, pot fi individualizate. Aceasta permite să se construiască un model de rezistivitate al formaţiunilor, util la delimitarea stratelor subţiri şi la dirijarea geologică [22].

Cu mai mulţi emiţători şi mai mulţi receptori, dintre care unii înclinaţi la 45°, cu distanţe diferite între ei, şi mai multe frecvenţe de propagare, se poate măsura rezistivitatea, atât radial, cât şi longitudinal până la distanţe de 5 – 6 m (fig. 2). Prin rotirea instrumentului şi cu ajutorul unor magnetometre de orientare, este posibil să se stabilească azimutal distribuţia de rezistivitate, frontierele şi înclinarea stratelor, eventualele falii [1, 2, 8, 23, 25, 27, 28, 34, 37].

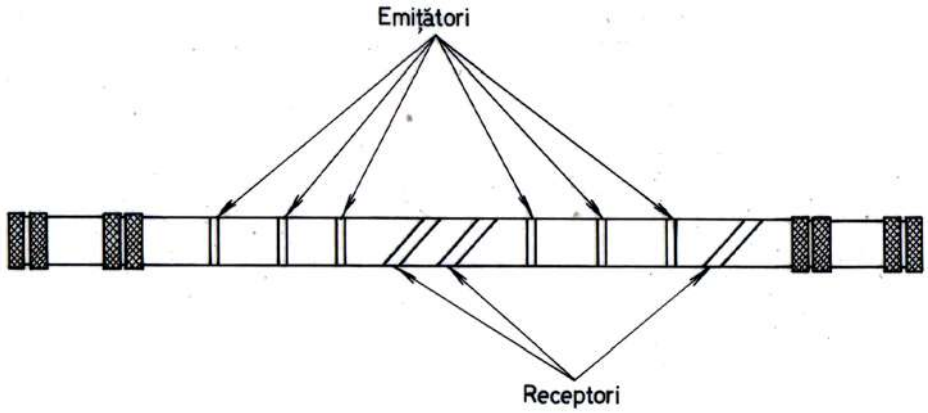

Fig. 2. *Dispozitiv pentru măsurarea azimutală a rezistivităţii.*

c. Porozitatea. Neutronii rapizi emişi de o sursă radioactivă ($Am^{241}Be$, Cf^{252}), montată centrat într-o prăjină grea amagnetică scurtă, sunt moderaţi (îşi diminuează energia) ca urmare a ciocnirii lor cu nucleele mediului din jur (pereţii prăjinii, noroiul din sondă, turta de colmatare şi formaţiunile din pereţii sondei). Când ajung la o stare termică de echilibru cu nucleele bombardate se spune că neutronii sunt termalizaţi (în funcţie de nivelul lor de energie, aceştia pot fi termici, cu energia sub 0,1 eV, sau epitermici, cu energia de 0,1 eV – 1000 eV). Ajunşi în această stare termică, neutronii difuzează printre nucleele elementelor din mediu, dar pot fi şi capturaţi de acestea, rezultând o radiaţie gama cu o energie caracteristică nucleelor respective.

Hidrogenul, aflat atât în hidrocarburi, cât şi în apă, este de departe cel mai bun moderator aflat în natură, pentru că nucleul lui are practic aceeaşi masă cu neutronii (la o ciocnire cu nucleele de hidrogen, neutronii îşi pierd jumătate din energie). Într-un mediu bogat în hidrogen, neutronii rapizi sunt moderaţi mai repede, pe o distanţă mai scurtă, decât în unul sărac în hidrogen. Densitatea maximă de neutroni termici sau epitermici şi intensitatea maximă a radiaţiei gama de captură au loc la o distanţă mai mică în primul caz, decât în al doilea caz.

Dacă se admite tacit că porii formaţiunilor, bombardate de o sursă de neutroni rapizi, sunt umpluţi cu apă sau hidrocarburi, ambele cu un mare conţinut de hidrogen, densitatea de neutroni termalizaţi şi intensitatea razelor gama de captură în jurul sursei pot fi indicatori ai porozităţii formaţiunilor. Cum cele două mărimi sunt puternic influenţate de prezenţa prăjinii grele (aceasta poate capta până la 60 % din neutronii termalizaţi), de noroiul din sondă, de turta de colmatare şi filtratul pătruns în pori, în locul distribuţiei lor spaţiale, este preferabil să se examineze raportul valorilor măsurate de două seturi de detectoare, evident izolate faţă de sursă, amplasate la distanţe diferite faţă de aceasta din urmă. Raportul respectiv se corelează destul de bine cu porozitatea rocilor investigate şi este mai puţin influenţat de factorii amintiţi. Corectat pentru a ţine seama de diametrul sondei, excentricitate, densitatea şi salinitatea noroiului, litologie şi mineralizaţia apei din pori, prezenţa gazelor, raportul mărimilor detectate de senzorii apropiaţi faţă de cele detectate de senzorii depărtaţi oferă *porozitatea neutronică compensată*, după o calibrare pe calcare cu porozitatea şi saturaţia cunoscute.

Când se contorizează numărul de neutroni (termici sau epitermici), se folosesc contoare proporţionale cu He^3, cu cristale de Li^6I sau tuburi acoperite cu Li^6 (razele gama sunt discriminate).

Pentru contorizarea razelor gama se folosesc contoare Geiger-Muller.

În cazul LWD, se folosesc, de regulă, surse cu radioactivitate mai scăzută decât în cazul carotajului cu cablu.

Porozitatea şi proprietăţile mecanice sunt determinate şi prin carotaj sonic.

În prezent, pentru porozitate şi conţinutul de fluide libere se aplică şi rezonanţa magnetică nucleară.

d. Densitatea aparentă a formaţiunilor. Fotonii razelor gama emişi de o sursă radioactivă (Cs^{137}), prin ciocnire cu electronii rocilor din jurul sondei, se împrăştie şi îşi diminuează energia, datorită în principal efectului Compton. Fluxul de radiaţii detectat cu un set de contoare Geiger-Muller sau, cel mai adesea, cu cristale de scintilaţie (cu NaI) este invers proporţional cu numărul electronilor loviţi, număr care se corelează cu densitatea aparentă a mediului bombardat.

Aranjamentul detectoarelor, plasat de regulă tot la două distanţe diferite, permite să se compenseze efectul excentricităţii şi al schimbărilor de diametru, să se evalueze efectul turtei de colmatare – densitatea este compensată. Pentru a minimiza transmisia radiaţiilor gama direct prin coloana de noroi, sursa şi detectoarele sunt amplasate în dreptul unor ferestre, umplute cu un material de mică densitate, existente în lamele unui stabilizator care vin în contact cu pereţii găurii de sondă. Cu mai multe detectoare plasate circumferenţial se poate stabili densitatea aparentă pe diverse direcţii (până la 16 direcţii) şi eventual o densitate aparentă medie.

Măsurătorile de densitate permit să se calculeze porozitatea, cu formula:

$$m = \frac{\rho_m - \rho_a}{\rho_m - \rho_f}, \tag{1}$$

unde: ρ_m este densitatea matricei, presupusă cunoscută;

ρ_a – densitatea aparentă măsurată;

ρ_f – densitatea fluidelor din pori, de asemenea cunoscută.

Împreună cu măsurătorile de rezistivitate şi de radiaţii naturale gama, este posibil să se evalueze saturaţia în fluide din porii rocilor şi tipul de hidrocarburi.

e. Litologia. Prin iradierea rocilor cu raze gama care au energii ce nu depăşesc 1 MeV se manifestă şi efectul fotoelectric: cuanta de energie a unui foton al radiaţiei gama este transmisă electronilor ciocniţi, aceştia pot sări de pe o orbită atomică pe alta. Procesul este însoţit de radiaţii electromagnetice caracteristice mediului care absoarbe radiaţia gama, ceea ce permite să se identifice litologic formaţiunile şi să se estimeze proporţiile în care se află diversele minerale.

2.3. Senzori pentru mărimi mecanice, termice, hidraulice

Multe sisteme MWD sunt prevăzute cu senzori pentru măsurarea unor mărimi mecanice la talpa sondei: apăsarea pe sapă, momentul de torsiune, turaţia la arborele motorului de fund, forţele laterale şi momentele de încovoiere, frecvenţa şi amplitudinea vibraţiilor. Se pot măsura atât valorile instantanee (pentru turaţie, forţe, momente), cât şi cele medii, pe un anumit interval de timp. Este posibil să se pună în evidenţă prezenţa mişcării de vârtej (de precesie a axei sapei şi a prăjinilor) şi a celei de înţepenire-desprindere, săltarea sapei de pe talpă, direcţia forţei laterale rezultante.

Se folosesc atât traductoare tensometrice rezistive, cât şi accelerometre, montate după diverse scheme, adesea în combinaţie. Orientarea forţei laterale şi a momentului încovoietor presupune şi existenţa unor magnetometre. Măsurând acceleraţia radială se poate determina şi turaţia instantanee.

La forajul cu motoare de fund care au caracteristică elastică, turaţia reală a sapei poate fi cunoscută la suprafaţă dacă este măsurată cu un tahometru conectat la un sistem de transmitere a datelor. Există numeroase tipuri de tahometre de talpă, independente sau înglobate în sisteme complexe de măsurare, cu senzori care au sau nu contact cu arborele motorului. Din categoria celor fără contact mecanic fac parte traductoarele inductive sau cu impulsuri, similare cu cele folosite la suprafaţă.

Apăsarea axială şi momentul la sapă se măsoară tensiometric. Presiunea din interiorul şi din exteriorul garniturii de foraj se măsoară cu ajutorul manometrelor cu cuarţ ori tensometric, iar temperatura cu rezistori din platină.

2.4. Cavernometrie

Prin măsurarea dimensiunilor reale şi studierea formei găurii de sondă se obţin informaţii utile privind stabilitatea rocilor din pereţii acesteia şi măsurile ce ar trebui luate pentru a mări această stabilitate, este posibil să se evalueze mai exact volumul sondei pentru a calcula cantitatea de ciment, să se aleagă cea mai potrivită metodă de completare a sondei. Informaţiile respective servesc şi la corectarea datelor furnizate de unele carotaje [4, 7, 17 – 19, 31, 36].

Măsurătorile efectuate cu cavernometre mecanice introduse cu cablu sunt înlocuite în mare măsură cu cele făcute chiar în timpul forajului cu echipamente montate în ansamblul aflat desupra sapei. Se înregistrează, de-a lungul sondei, diametrul mediu, diametrul maxim şi cel minim când secţiunea sondei este eliptică, excentricitatea aparatului în sondă, dar şi o imagine tridimensională a acesteia. Precizia este de ordinul a 2 – 3 mm.

Cavernometrele respective folosesc undele ultrasonice, carotajele de densitate şi de rezistivitate. Primele sunt cele mai utilizate. Un emiţător piezoelectric generează unde ultrasonice care traversează noroiul din jur, sunt reflectate de pereţii sondei şi revin la un receptor. Timpul de propagare a sunetelor este determinat de lungimea drumului parcurs. Cu trei sau patru senzori dispuşi circular, care baleiază suprafaţa găurii de sondă atunci când garnitura de foraj se roteşte, se obţin informaţii privind diametrul acesteia.

În cazul carotajului de densitate, valorile înregistrate sunt dependente de densitatea rocilor din jur, de densitatea noroiului şi a turtei de colmatare, de grosimea turtei, dar şi de distanţa dintre senzori şi pereţii sondei. Cu senzori aflaţi la distanţe diferite se poate determina diametrul sondei.

La forajul cu sisteme rotary dirijabile, imaginea tridimensională a sondei, imediat deasupra sapei, poate fi obţinută cu ajutorul patinelor de dirijare. Ele sunt în contact permanent cu pereţii sondei, ca la un cavernometru mecanic, iar poziţia lor, dată de direcţia de dirijare a sondei, este măsurată continuu [31].

3. Sisteme de transmisie a datelor

Există patru sisteme de transmisie a semnalelor purtătoare de informaţii de la talpă la suprafaţă:

– electric: prin cablu conductor;

– hidraulic: cu pulsaţii de presiune în circuitul de noroi;

– electromagnetic: cu unde electromagnetice propagate prin masivul de roci din jurul sondei;

– acustic: cu unde acustice propagate prin garnitura de foraj.

3.1 Telemetrie prin cablu electric

Acest procedeu are câteva avantaje nete, faţă de celelalte sisteme:

– capacitate foarte mare de transmisie a datelor;

– legătura dintre talpă şi suprafaţă (teleinformaţia) şi, invers, cea de la suprafaţă la talpă (telecomanda) sunt practic instantanee;

– nu este necesară o sursă de energie la talpă; aparatura de fund este alimentată de la suprafaţă, prin acelaşi cablu conductor;

– canalul de transmisie este independent de celelalte canale de transport a energiei, în primul rând de circulaţia noroiului;

– deoarece atenuarea semnalelor transmise este nesemnificativă, sistemul poate fi utilizat la adâncimi oricât de mari.

Viteza de transmitere a informaţiilor este de circa 57 000 biţi/s.

Există însă numeroase inconveniente operaţionale, create de prezenţa cablului şi a contactelor electrice, de aceea sistemul nu s-a răspândit, deşi s-a introdus de multă vreme.

Se întâlnesc două variante: cu prăjini de foraj cablate (fig. 3) şi cu cablu lansat prin interiorul garniturii de prăjini [6, 11, 26].

În prima variantă, fiecare prăjină este cablată în interior. Racordurile prăjinilor sunt prevăzute cu inele de inducţie pe umerii de etanşare. Când prăjinile se înşurubează, automat se realizează şi contactele electrice. Între capul hidraulic şi prăjina de antrenare se intercalează un colector cu perii, care permite rotirea garniturii simultan cu alimentarea electrică. Numărul mare de contacte electrice din garnitură, cu riscul de întrerupere a circuitului, şi necesitatea unor prăjini specializate, mai scumpe, constituie dezavantajele procedeului.

Pentru a depăşi aceste inconveniente, se foloseşte a doua variantă: după introducerea garniturii cu prăjini obişnuite, se lansează cablul electric, eventual sub formă de tronsoane. Contactul, în mediu umed, se face galvanic, inductiv sau capacitiv. Pentru a nu fi nevoie să se extragă cablul de fiecare dată când se adaugă o prăjină (sau un pas) de avansare, în partea superioară a garniturii se stochează o buclă de cablu care se desfăşoară pe măsură ce garnitura se lungeşte. Lungimea buclei trebuie să depăşească lungimea intervalului ce urmează să fie forat până la extragerea garniturii pentru schimbarea sapei.

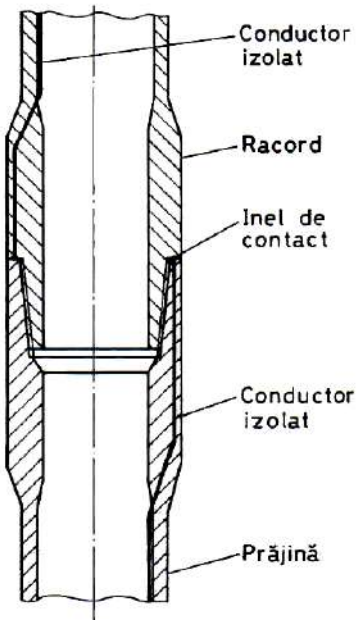

Fig. 3. *Prăjini cablate.*

Există şi combinaţii între cele două variante de mai sus: la începutul marşului se lansează cablul prin prăjini, iar în continuare se adaugă prăjini cablate, până la schimbarea sapei.

S-au inventat şi prăjini cablate la care cuplajul electric nu are loc prin contact direct, precum şi sisteme cu cablu din fibre optice.

Acestea din urmă pot fi folosite cu oricare metodă de foraj, în sonde cu orice înclinare, inclusiv în cele orizontale, şi sunt echipate şi cu alţi senzori în afara celor direcţionali.

3.2. Telemetrie cu impulsuri de presiune

Această telemetrie este cel mai răspândit sistem în prezent.

Informaţiile furnizate de senzori sunt modulate la talpă, cu mijloace mecanice, sub forma unor pulsaţii sau unde de presiune care se propagă la suprafaţă prin coloana de noroi şi garnitura de foraj. Aici, ele sunt detectate, filtrate de pulsaţiile pompelor sau ale motorului de fund, decodificate şi afişate sub o formă utilizabilă de operator.

Avantajul major al metodei constă în simplitate: ea nu necesită prăjini speciale şi nici cablu în sondă. Poate fi aplicată atât la forajul cu motoare submersibile, cât şi la cel rotary.

Capacitatea de transmisie este însă mult mai mică decât la telemetria cu cablu. Ea este dictată de viteza sunetului prin noroi şi prăjini (1200 – 1500 m/s,

în funcţie de natura şi densitatea noroiului) şi de posibilităţile de modulare a impulsurilor de presiune. Gradul lor de atenuare creşte cu frecvenţa şi, evident, cu adâncimea. Frecvenţele folosite sunt de ordinul câtorva hertzi.

Pentru a crea impulsurile de presiune noroiul trebuie să fie în circulaţie, iar debitul să fie cuprins între anumite limite.

Pentru a activa transmiterea unui anumit set de date, de exemplu cele direcţionale, este nevoie de un semnal de la suprafaţă: de regulă, se opresc pompele, uneori şi rotirea garniturii, se aşteaptă 30 – 60 s, şi la repornirea pompelor începe transmisia datelor.

Sistemul presupune o sursă independentă de energie, a cărei putere este limitată de dimensiunile spaţiului disponibil în interiorul prăjinilor grele unde este amplasat.

După natura impulsurilor de presiune, se disting trei variante, curent folosite:

– pulsaţii pozitive;

– pulsaţii negative;

– unde continue.

Pulsaţiile pozitive sunt generate prin crearea unor restricţii temporare în curentul de noroi pompat în prăjini. Restricţiile sunt provocate cu o supapă care obturează circuitul de noroi (fig. 4) sau, mai rar, cu o cameră unde se produc vârtejuri, consumatoare de energie. Supapa este acţionată codificat de o pompă cu valve electromagnetice comandate de semnalele electrice ce trebuie transmise, semnale amplificate şi prelucrate corespunzător.

Pulsaţiile create de supapă sunt detectate la suprafaţă de un traductor montat la încărcător, filtrate şi decodificate de un calculator. După un set de pulsaţii de referinţă urmează, într-o anumită ordine, pulsaţiile purtătoare de informaţii referitoare la parametrii măsuraţi la talpă. Informaţiile sunt codificate în diverse

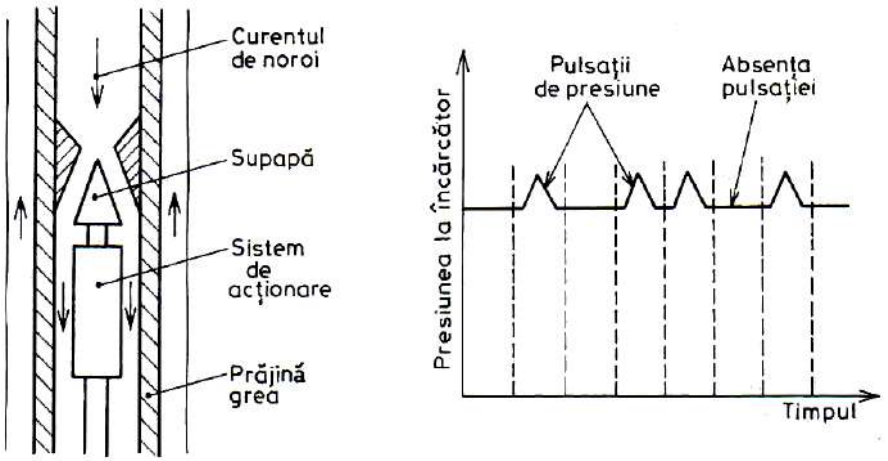

Fig. 4. *Telemetrie cu pulsaţii de presiune pozitive.*

moduri: poziţional, în fază, în durată etc. Unele informaţii (radiaţiile gama) sunt transmise la suprafaţă permanent, altele (cele direcţionale, de obicei) doar după ce se primeşte un semnal de la suprafaţă (se opresc pompele, circa 1 min, adeseori şi rotirea). Cele mai multe informaţii sunt şi înregistrate pe memorii de ferită; ele devin disponibile după extragerea garniturii.

La suprafaţă datele sunt furnizate de obicei sub formă zecimală, dar pot fi şi sub altă formă, de exemplu hexazecimală.

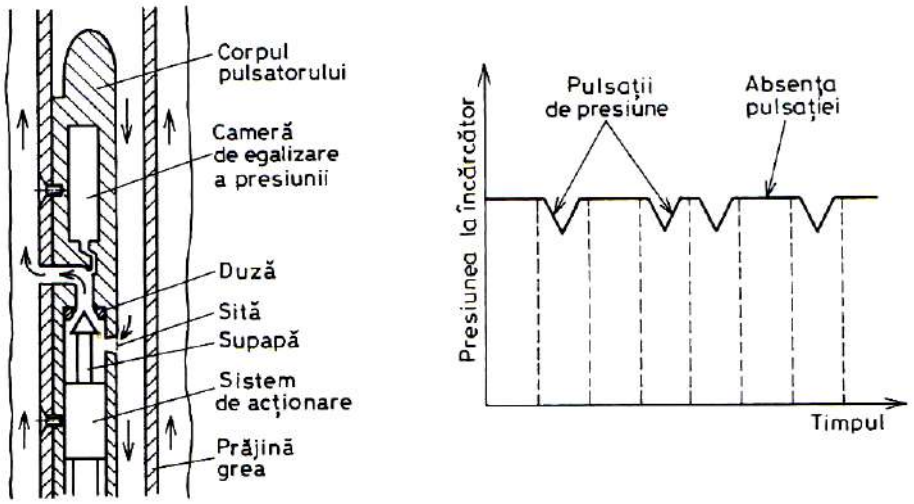

Fig. 5. *Telemetrie cu pulsaţii de presiune negative.*

Pulsaţiile negative sunt create lăsând o mică parte din noroiul pompat prin interiorul garniturii de foraj să scape în spaţiul inelar (fig. 5). Supapa care lasă noroiul să treacă în exteriorul garniturii este acţionată de o bobină electromagnetică şi transmite secvenţe codificate de impulsuri. Pulsaţiile negative sunt detectate la suprafaţă de un traductor plasat pe încărcător.

Ca şi în cazul precedent, unele informaţii urmează unor pulsaţii de referinţă şi de sincronizare cu pompele de noroi. Metodele de codificare diferă de la o firmă la alta.

În altă variantă, decât cea din figura 5, sistemul de acţionare este plasat deasupra supapei – când energia este furnizată de un alternator antrenat de o turbină.

La ambele tipuri de pulsaţii, amplitudinea lor este de ordinul 3 – 20 bar.

Undele continue sunt generate de un disc cu fante radiale – numit modulator – care se roteşte deasupra unui disc stator similar, ambele aflate în curentul de noroi (fig. 6). Dacă discul este rotit cu o turaţie codificată în sistem binar, apare o diferenţă de fază a undelor de presiune, o modulare de fază. Informaţiile astfel modulate sunt transmise la suprafaţă, aici sunt demodulate şi transformate în sistem binar [5].

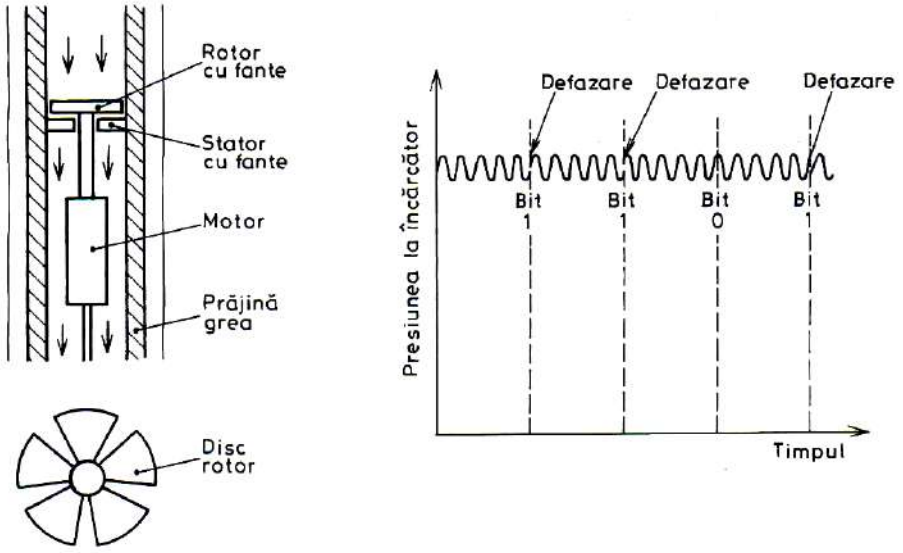

Fig. 6. *Telemetrie cu unde de presiune continue.*

Într-o altă variantă, perfecţionată, discul mobil al valvei este oscilant, iar modularea se face în frecvenţă. Raportul între intensitatea semnalelor utile şi cea a diverselor pulsaţii inerente este îmbunătăţit [13, 14].

Viteza de transmisie a datelor depinde de frecvenţa undelor. Deoarece frecvenţa acestor „sirene" de noroi este relativ ridicată, viteza de transmisie este mai mare (10 – 40 biţi/s) decât în cazul celor două metode anterioare (circa 3 biţi/s).

Cum amplitudinea undelor create este relativ mică, când ele ajung la suprafaţă sunt mult mai atenuate. Filtrarea „zgomotului" provocat de pompe şi de motorul de fund este mai dificilă. Există pericolul de înfundare şi cel de blocare a circuitului când rotorul se opreşte într-o poziţie care închide trecerea prin cele două discuri. Acestea constituie dezavantajele metodei.

3.3. Telemetrie cu unde electromagnetice

Informaţiile furnizate de senzorii aflaţi în apropierea sapei sunt modulate şi transmise la suprafaţă sub formă de unde electromagnetice care se propagă prin rocile din jurul sondei [10, 12, 15, 16, 30, 35].

Telemetria cu unde electromagnetice are o viteză de transmisie relativ mare, circa 100 biţi/s (un parametru este transmis în 1 – 3 s), nu este dependentă de circulaţia noroiului, este aplicabilă şi la forajul cu aer ori cu sisteme bifazice şi nu reclamă prezenţa unui cablu electric. Se pot efectua măsurători în timpul manevrelor, ceea ce permite să se investigheze formaţiunile şi parametrii sondei de-a lungul ei, să se determine presiunile hidrodinamice provocate de mişcarea garniturii de foraj.

Sistemul este aplicabil atât la forajul cu motoare submersibile, cât şi la cel rotary şi nu necesită întreruperi ale procesului normal de foraj. Datele transmise nu sunt afectate de perturbaţiile induse de funcţionarea motorului hidraulic, a sapei pe talpă şi a pompelor de noroi.

În afara datelor de deviere pot fi măsuraţi şi transmişi la suprafaţă şi alţi parametri: rezistivitatea şi radiaţiile gama ale formaţiunilor, temperatura şi presiunea din interiorul şi din exteriorul garniturii, apăsarea şi momentul la sapă. În general, sistemele de măsurare a diverşilor parameri pot fi folosite cu oricare dintre sistemele de telemetrie.

Elementul de bază al sistemului îl constituie o prăjină grea scurtă, izolată ceramic de restul garniturii, care serveşte drept antenă, în interiorul căreia se află emiţătorul de unde electromagnetice. Într-o variantă constructivă, antena posedă mai mulţi cilindri feromagnetici, eventual bobinaţi toroidal, protejaţi de eroziunea noroiului şi de abraziunea rocilor. Pentru a extinde adâncimea de aplicare, după introducerea unei porţiuni din garnitura de foraj se poate lansa un cablu antenă, chiar de peste 1000 m lungime, care face contact cu sistemul de fund şi este suspendat într-un racord de prăjină.

La suprafaţă, semnalele purtătoare de informaţii – modulate în fază sau frecvenţă, în sistem binar – sunt recepţionate prin două antene, una împământată în jurul sondei şi a doua conectată la capul sondei (fig. 7); la forajul marin, antena receptoare este amplasată pe fundul mării. Semnalele sunt filtrate, amplificate, prelucrate şi afişate numeric sau analog.

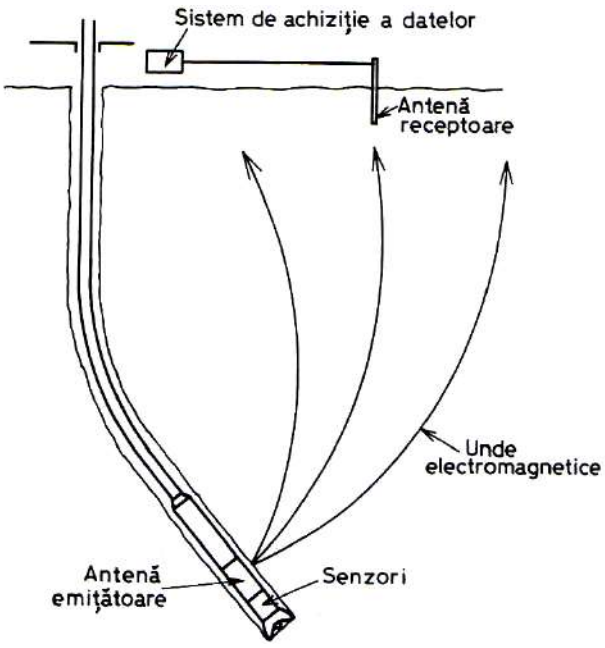

Fig. 7. *Telemetrie cu unde electromagnetice.*

Sistemul este bidirecţional: se pot transmite comenzi de la suprafaţă la talpă, antena de fund fiind acum receptoare.

Se folosesc unde penetrante, cu frecvenţe scăzute: 2 – 20 Hz. Cu cât frecvenţa undelor este mai mică, cu atât mai mare este adâncimea de propagare a lor, dar durata de transmise a semnalelor se lungeşte, şi reciproc. Frecvenţele se aleg astfel încât să fie evitate perturbaţiile, ca de exemplu cele induse de curenţii telurici; în general, ele se reduc cu adâncimea de lucru.

Gradul de atenuare a semnalelor creşte cu adâncimea şi cu frecvenţa, scade cu rezistivitatea mediului de propagare.

Diametrul prăjinilor, conductivitatea noroiului, existenţa unei coloane tubate au şi ele o anumită influenţă.

Rezistivităţile extreme ale rocilor au efecte nedorite. Astfel, în prezenţa apei sărate, cu rezistivitate mică, undele se disipează lateral. Sarea şi anhidritele, cu rezistivitate foarte mare, pot întrerupe propagarea undelor electromagnetice.

Adâncimea de utilizare a sistemelor comerciale existente cu unde electromagnetice a ajuns până la 2000 m.

3.4. Telemetrie cu unde acustice

Informaţiile furnizate de senzori sunt convertite cu un traductor piezoelectric şi transmise la suprafaţă sub formă de unde de compresiune prin corpul prăjinilor. Viteza de transmitere este de 150 – 200 biţi/s. Telemetria cu unde acustice este folosită pentru măsurători de presiune şi de temperatură în spaţiul inelar [9, 21, 29]. Sistemul nu s-a răspândit din cauza atenuării undelor de-a lungul garniturii şi a reflecţiilor multiple provocate de racordurile dintre prăjini.

Cu excepţia canalului de legătură prin cablu electric, celelalte sisteme de măsurare şi teletransmisie a informaţiilor necesită o sursă de energie. Aceasta poate fi un set de baterii rezistente la temperatură (nichel-cadmiu, litiu) sau un generator acţionat de o turbină hidraulică. În ultimul caz, sistemele operează doar în timpul circulaţiei noroiului, când turbina este antrenată.

Bateriile sunt compacte, nu au piese în mişcare, dar au o durată limitată, dependentă de temperatură. De aceea, nu sunt recomandabile la sisteme cu număr mare de senzori. Turbinele şi alternatoarele se pot deteriora, necesită un regulator de tensiune şi un filtru la suprafaţă.

4. Măsurători de proximitate

Erorile inerente măsurătorilor de deviere, pentru a nu mai vorbi de situaţiile când acestea sunt insuficiente sau chiar absente, induc o anumită incertitudine asupra poziţiei spaţiale a sondelor. Există împrejurări când această nesiguranţă implică riscuri inacceptabile:

– la forajul sondelor de salvare, incertitudinea referindu-se atât la poziţia sondelor scăpate de sub control, cât şi a celor de salvare;

– la forajul unor sonde apropiate între ele, când există riscul de coliziune nedorită sau când este necesar să se păstreze o distanţă mică între ele;

– la frezarea unei ferestre şi reintrarea într-o coloană de burlane, după trecerea pe lângă o garnitură de prăjini prinsă sau o porţiune de coloană turtită.

Incertitudinea geometrică într-un punct oarecare al sondei, reprezentată adesea printr-un „elipsoid de incertitudine", este cu atât mai ridicată, cu cât adâncimea punctului este mai mare, din cauza cumulării erorilor de măsurare.

Erorile privind azimutul sunt mari în sonde orizontale orientate est-vest şi la latitudini mari, în zone apropiate de poli (Alaska, Canada, Marea Nordului, Siberia), deoarece componenta orizontală a câmpului magnetic este mică.

Acolo unde numărul sondelor forate de pe aceeaşi platformă este ridicat, la proiecte de exploatare a zăcămintelor de petrol vâscos cu metode termice prin sonde orizontale (Canada, Venezuela), certitudinea coridorului fiecărei sonde capătă o importanţă deosebită.

Poziţia relativă a două sonde poate fi stabilită direct, cu ajutorul unor instrumente de „căutare", de proximitate. Deplasate de-a lungul unei sonde, ele permit să se determine distanţa până la sonda vecină urmărită, precum şi direcţia în care aceasta se află. Ele au fost inventate pentru a stabili poziţia sondelor de salvare, pe măsură ce acestea sunt forate, în raport cu a celor scăpate de sub control, astfel încât să nu se rateze intercepţia la adâncimea dorită. În prezent ele sunt folosite şi în alte situaţii, când sondele trebuie dirijate pe trasee foarte precise.

Unele metode presupun accesul în sonda urmărită, altele nu implică această condiţie, dar sunt mai laborioase şi mai puţin exacte.

Cele mai răspândite sunt instrumentele de căutare electromagnetice. Ele presupun prezenţa unui material feros în sonda urmărită: o coloană de burlane, o garnitură de prăjini, eventual abandonată. Cu un sistem de senzori orientaţi, deplasat în sonda de căutare, aflată eventual în foraj, se detectează şi se analizează câmpul magnetic, natural sau artificial, existent în jurul sondei căutate. Se urmăresc, de regulă, mărimea, variaţia radială şi longitudinală, precum şi polaritatea câmpului respectiv, ceea ce permite să se calculeze, cu ajutorul unui microprocesor, distanţa şi direcţia în care se află sonda urmărită. Precizia mărimilor calculate este cu atât mai mare, cu cât distanţa dintre cele două sonde este mai mică. Erorile de măsurare nu se cumulează.

1. Un procedeu uzual, *fără acces în sonda urmărită*, constă în deplasarea de-a lungul sondei de căutare, cu un cablu de carotaj, a unei electrode alimentate în curent alternativ (fig. 8). Acesta se propagă în jur, se concentrează în materialul feros din sonda urmărită şi formează în jurul lui un câmp electromagnetic care se suprapune peste câmpul magnetic al pământului. Cele două câmpuri sunt detectate cu un sistem triortogonal de magnetometre aflat la circa 100 m mai jos de electrodă. Prelucrând semnalele recepţionate se poate stabili, printr-o tehnică de triangulaţie, poziţia sondei căutate. Procedeul este folosit mai ales în sonde de salvare, atunci când nu există posibilitatea de acces în sonda scăpată de sub control. Un astfel de sistem este *Wellspot RGR* (*Radial Gradient Ranging*) al

firmei Vector Magnetics. Precizia metodei este de ±5% la 5 – 10 m şi de ±20 % la 50 – 60 m. Direcţia se determină cu o precizie de ±3%.

Există şi o variantă care nu necesită crearea unui câmp magnetic artificial şi, evident, nici accesul în sonda urmărită. Cu un sistem MWD obişnuit se pot detecta liniile câmpului magnetic natural al unei coloane de burlane sau garnituri pierdute, aflate în sonda urmărită, ceea ce permite să se determine distanţa la care aceasta se află şi direcţia ei. Metoda este eficientă până la 20 – 30 m şi nu necesită întreruperea procesului normal de foraj. Comercializată de firma Halliburton, metoda este cunoscută sub numele *WIN* (*Well Interference Navigator*) [20].

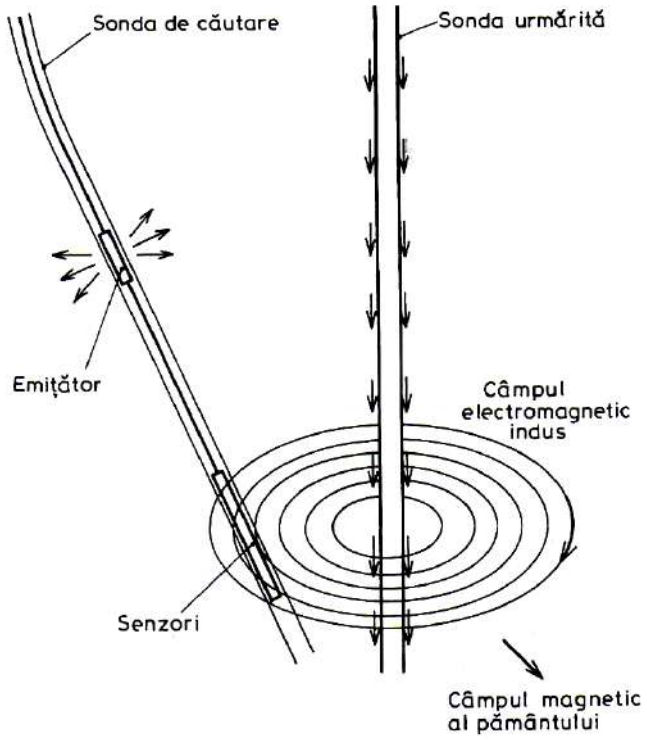

Fig. 8. *Căutarea electromagnetică a unei sonde în care se află material feros.*

2. Dacă *accesul în sonda urmărită este posibil*, se poate introduce în ea, cu cablu conductor, un instrument care să creeze un câmp electromagnetic, sesizat cu un sistem MWD deplasat în sonda de căutare, aflată eventual în foraj.

În acest caz, precizia determinării este mult mai mare.

În figura 9 este prezentat sistemul *MGT* (*Magnetic Guidance Tool*) al firmei Vector Magnetics [16]. Un sistem MWD care conţine trei magnetometre şi trei accelerometre ortogonale analizează câmpul electromagnetic format în jurul unei

electrode lansate în sonda urmărită, ceea ce permite să se determine distanţa dintre sonde şi poziţia lor.

Procedeul este utilizat atunci când densitatea sondelor este mare, la forajul sondelor orizontale.

Precizia metodei este mărită semnificativ dacă în jurul materialului feros din sonda urmărită poate fi creat un câmp magnetic artificial.

O modalitate constă în magnetizarea burlanelor din sonda urmărită, pe porţiunea ce interesează, în timpul tubării lor, cu ajutorul unei bobine prin care se circulă un curent continuu. Câmpul magnetic format în jurul burlanelor este detectat în sonda de urmărire chiar în timpul forajului cu sisteme MWD echipate cu magnetometre triortogonale.

Cu un astfel de procedeu se forează sonde orizontale paralele, una de injecţie a aburului şi a doua de reacţie, într-un domeniu de toleranţă pe verticală de ± 2 m şi pe orizontală de ± 10 m [24].

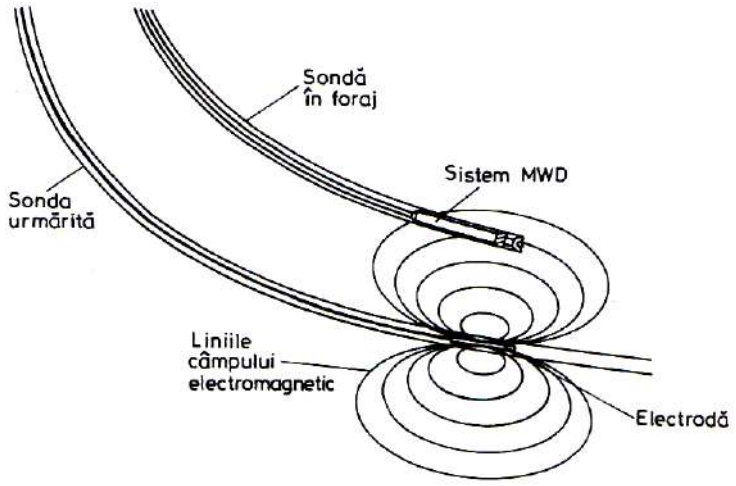

Fig. 9. *Căutarea electromagnetică a unei sonde în care s-a creat un câmp electromagnetic (sistemul MGT).*

O altă modalitate constă în crearea unui câmp electromagnetic în jurul sondei urmărite circulând un curent de excitaţie printr-un cablu izolat suspendat în tubing sau în coloana de burlane, prin care se încheie circuitul electric. Câmpul electromagnetic format cu intensitatea şi direcţia cunoscute, este detectat cu un sistem MWD deplasat în sonda forată ulterior [18, 32].

Distanţa la care se detectează sonda vecină şi precizia măsurătorii depind de intensitatea şi frecvenţa curentului aplicat, de rezistivitatea formaţiunilor geologice, de rezoluţia magnetometrelor folosite. Procedeul este utilizat îndeosebi la proiecte de exploatare a ţiţeiului vâscos cu metode termice prin diverse scheme de sonde orizontale şi verticale apropiate între ele.

În sonda urmărită se poate folosi şi un magnet permanent rotativ [33].

Întrebări

1. *Ce mărimi se pot măsura în timpul forajului la talpa sondei?*
2. *Ce avantaje prezintă măsurătorile în timpul forajului?*
3. *Ce senzori se folosesc pentru măsurători direcţionale?*
4. *Cum se poate determina înclinarea unui strat?*
5. *Care sunt sistemele de transmisie a informaţiilor de la talpa sondei la suprafaţă? Care dintre ele are viteza de transmisie cea mai mare?*
6. *Ce fel de impulsuri hidraulice se folosesc la telemetria aplicată în foraj?*
7. *Ce frecvenţe se folosesc în telemetria cu unde electromagnetice?*
8. *Cum poate fi stabilită distanţa dintre două sonde vecine?*

Referinţe bibliografice

1. Bittar, M. *et al.*: *A New Azimuthal Deep-Reading Resistivity Tool for Geosteering and Advanced Formation Evaluation*, SPE Reservoir Evaluation & Engineering, April 2009, p. 270 – 279. (SPE 109 971).

2. Bittar, M. *et al.*: *Anisotropy and True Formation Resistivity Measurements with a New LWD Resistivity Sensor*, Saudi Arabia Section Technical Symposium and Exhibition, Al Khobar, Saudi Arabia, 8 – 11 April 2012, SPE 160 882.

3. Brown, K. M. *et al.*: *High-Angle Gyro-While-Drilling Technology Delivers an Economical Solution to Accurate Wellbore Placement and Collision Avoidance in High - Density Multilateral Pad Drilling in The Canadian Oil Sands,* Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6 – 8 March 2008, IADC/SPE 151 431.

4. Butt, P. *et al.*: *Borehole Shape Characterization with Azimuthal LWD Measurements: Evaluation, Applications, and Limitations*, Middle East Drilling Technology Conference and Exhibition, Cairo, Egypt, 22 – 24 October 2007, SPE/IADC 108 272.

5. Chin, W. C.: *MWD Siren Pulser Fluid Mechanics*, Petrophysics, July-August 2004, p. 363 – 379.

6. Edwards, S. T. *et al.*: *A Summary of Wired Drill Pipe Field Trials and Deployments in BP*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 5 – 7 March 2013, SPE/IADC 163 560.

7. Elahifar, B. *et al.*: *Real Time Measurement of Borehole Shape and Diameter by Using Ultrasonic Caliper in Different Drilling Fluid and Wellbore Conditions for Detecting Instabilities*, Canadian Unconventional Resources Conference, Calgary, Alberta, Canada, 30 October – 1 November 2012, SPE 162 251.

8. Fang, S.: *Resolution Analysis of Azimuthal Directional Resistivity Images*, Offshore Technology Conference, Rio de Janeiro, Brazil, 4 – 6 October 2011, OTC 22 310.

9. Farraj, A. K. *et al.*: *Propagation Measurements for Acoustic Downhole Telemetry Systems,* Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 30 September – 2 October 2013, SPE 166 131.

10. Hartley, C. *et al.*: *The Successful Evolution of an LWD Rotary Steerable System for Air Drilling*, Drilling Conference and Exhibition, Amsterdam, The Netherlands, 1 – 3 March 2011, SPE/IADC 140 260.

11. Hernandez, M. *et al.*: *High-Speed Wired Drillstring Telemetry Network Delivers Increased Safety, Efficiency, Reliability and Productivity to the Drilling Industry*, Indian Oil and Gas Technical Conference and Exhibition, Mumbai, India, 4 – 6 March 2008, SPE 113 157.

12. Janwadkar, S. *et al.*: *Electromagnetic MWD Technology Improves Drilling Performance in Fayetteville Shale of North America*, Drilling Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 2 – 4 February 2010, IADC/SPE 128 905.

13. Klotz, C. *et al.*: *Highly Flexible Mud-Pulse Telemetry: A New System*, Indian Oil and Gas Technical Conference and Exhibition, Mumbai, India, 4 – 6 March 2008, SPE 113 258.

14. Klotz, C. *et al.*: *A New Mud Pulse Telemetry System for Enhanced MWD/LWD Applications*, Drilling Conference, Orlando, Florida, USA, 4 – 6 March 2008, IADC/SPE 112 683.

15. Kolaric, G. *et al.*: *EM MWD Technology Enhances Underbalanced Drilling Efficiency in Mexico*, 10th Ofshore Mediterranean Conference and Exhibition, Ravenna, Italy, 23 – 25 March 2011, 2011- 039.

16. Kuckes, A. F. *et al.*: *New Electromagnetic Surveying/Ranging Method for Drilling Parallel Horizontal Twin Wells*, SPE Drilling & Completion, June 1996, p. 85 – 90. (SPE 27 466).

17. Labat, C. *et al.*: *3D Azimuthal LWD Caliper*, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 29 September – 2 October 2002, SPE 77 526.

18. Mallary, C. R. *et al.*: *Collision Avoidance Using a Single Wire Magnetic Ranging Technique at Milne Point, Alaska*, Drilling Conference, Dallas, Texas, USA, 3 – 6 March 1998, SPE/IADC 39 389.

19. Market, J., Parker, T.: *Reliable LWD Caliper Measurements*, Offshore Europe Oil and Gas Conference and Exhibition, Aberdeen, U. K., 6 – 8 September 2011, SPE 146 245.

20. McElhinney, G. *et al.*: *Case Histories Demonstrate a New Method for Well Avoidance and Relief Well Drilling*, Drilling Conference, Amsterdam, Netherlands, 4 – 6 March 1997, SPE/IADC 37 667.

21. Neef, J. M., Camwell, P. L.: *Field-Test Results of an Acoustic MWD System*, Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, 20 – 22 February 2007, SPE 105 021.

22. Page, G.: *Improved Rt And Sw Definition From The Integration Of Wireline And LWD Resistivities, To Reduce Uncertainty, Increase Pay And Aid Reservoir Navigation*, European Petroleum Conference, Aberdeen, U. K., 29 – 31 October 2002, SPE 78 341.

23. Pitcher, J. *et al.*: *Interpreting Azimuthal Propagation Resistivity: A Paradigm Shift*, EUROPEC/EAGE Annual Technical Conference and Exhibition, Vienna, Austria, 23 – 26 May 2011, SPE 143 303.

24. Pratt, C. A., Hartmann, R. A.: *A Magnetostatic Well Tracking Technique for Drilling of Horizontal Parallel Wells*, Journal of Petroleum Technology, February 1995, p. 119 – 120. (SPE 28 319).

25. Rabinovitch, M. *et al.*: *Deep ? How Deep and What? The Vagaries and Miths of „Look Around" Deep Resistivity Measurements While Drilling*, SPWLA 52nd Annual Logging Symposium, Colorado Springs, Colorado, USA, 14 – 18 May 2011.

26. Rath, S. *et al.*: *Amplifier/Booster Joint Positioning Framework Design for High-Speed Wired Telemetry System in MWD/LWD Downhole Tool Environment*, Annual Technical Conference and Exhibition, Florence, Italy, 19 – 22 September 2010, SPE 134 504.

27. Rasmus, J. *et al.*: *Optimizing Horizontal Laterals in a Heavy Oil Reservoir Using LWD Azimuthal Measurements*, Technical Conference and Exhibition, Houston, Texas, USA, 3 – 6 October 1999, SPE 56 697.

28. Reddy, S., Pitcher, J.: *Application of 3-D Geosteering Capabilities in Geologically Complex Shale*, Americas Unconventional Resources Conference, Pittsburgh, Pennsylvania, USA, 5 – 7 June 2012, SPE 153 160.

29. Reeves, M. *et al.*: *Unique Acoustic Telemetry Network with Distributed Pressure Measurement Nodes Enables Accurate Real-Time, Analysis of Sweep Effectiveness* Annual Technical Conference and Exhibition New Orleans, Louisiana, USA, 30 September – 2 October 2013, SPE 166 215.

30. Rodriquez, A. *et al.*: *Innovative Technology to Extend EM-M/LWD Drilling Depth*, Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 30 September – 2 October 2013, SPE 166 190.

31. Sugiura, J., Jones, S.: *The Use of the Industry's First 3-D Mechanical Caliper Image While Drilling Leads to Optimized Rotary-Steerable Assemblies in Push- and Point-the-Bit Configurations,* Annual Technical Conference and Exhibition, Denver, Colorado, USA, 21 – 24 September 2008, SPE 115 395.

32. Tarr, B. A. *et al.*: *Use of New Ranging Tool to Position a Vertical Well Adjacent to a Horizontal Well*, SPE Drilling Engineering, June 1992, p. 93 – 99. (SPE 20 446).

33. Vandal, B. *et al.*: *A Comprehensive Comparision Betweeen the Magnetic Guidance Tool and the Rotating Magnet Ranging Service*, 5th Canadian International Petroleum Conference, Calgary, Canada, 8 – 10 June 2004, Paper 2004-176.

34. Wang, T.: *Some Aspects of the Directional Resistivity Physics*, SEG Conference San Antonio 2011, Annual Meeting, Paper 2011-0412.

35. Weisbeck, D. *et al.*: *First use of extended-range EM MWD in offshore, underbalanced drilling*, World Oil, October 2002, p. 42, 44, 46, 48. (SPE 74 461).

36. Whyte, I. *et al.*: *Extracting Caliper Data from LWD Propagation Resistivity Measurements: A Unique Methodology to Optimize Real Time Understanding of Borehole Condition,* SPWLA 53rd Annual Logging Symposium, Cartagena, Colombia, 16 – 20 June 2012.

37. Zimmer, C. *et al.*: *Drilling a Better Pair: New Technologies in SAGD Directional Drilling*, Journal of Canadian Petroleum Technology, March 2012, p. 115 – 126. (CSUG/SPE 137 137).